

THÈSES

PRÉSENTÉES

A LA FACULTÉ DES SCIENCES
DE L'UNIVERSITÉ DE PARIS

POUR OBTENIR

LE TITRE DE DOCTEUR-INGÉNIEUR

PAR

ALIABADI ZADEH FIROUZ

1^{ère} THÈSE. — " Réduction de l'armature dans les articulations ".

2^e THÈSE. — Propositions données par la Faculté.

" Moteurs non conventionnels :

— Moteurs à vapeur d'eau

— Moteurs à gaz chauds ".

Soutenues le 25 Juin 1970 devant la Commission d'examen.

MM. les Prs SIESTRUNCK *Président.*

VICHNIEVSKY
ROBINSON } *Examineurs.*

THÈSES

PRÉSENTÉES

A LA FACULTÉ DES SCIENCES
DE L'UNIVERSITÉ DE PARIS

POUR OBTENIR

LE TITRE DE DOCTEUR-INGÉNIEUR

P A R

ALIABADI ZADEH FIROUZ

1^{re} THÈSE. — " Réduction de l'armature dans les articulations ".

2^e THÈSE. — Propositions données par la Faculté.

" Moteurs non conventionnels :

— Moteurs à vapeur d'eau

— Moteurs à gaz chauds ".

Soutenues le 25 Juin 1970 devant la Commission d'examen.

MM. les Prs SIESTRUNCK *Président.*

VICHNIEVSKY
ROBINSON } *Examineurs.*

INTRODUCTION ET HISTORIQUE.

Les articulations de type "FREYSSINET" sont celles qui se rencontrent le plus fréquemment parmi l'ensemble des articulations du béton armé dans les constructions du génie civil.

Une articulation "FREYSSINET" est constituée d'une section rétrécie de faible hauteur appelée noyau, et de deux pièces à articuler appelées balanciers (Fig. 1). Les balanciers sont armés par des aciers transversaux et longitudinaux, le noyau, au contraire, reste sans armature.

Ce type d'élément a donné lieu à de nombreuses théories et essais qui ont mis en évidence l'abondance des paramètres à prendre en compte dans leur conception et leur calcul.

La première articulation à noyau de béton a été réalisée par "FREYSSINET" en 1923 au pont CANDELIER sur la SAMBRE (Fig. 2) (Réf. 1) .

Avant lui, un certain nombre d'articulations roulantes cylindriques sur plan ont été réalisées. Les difficultés dues à la réalisation d'un bon contact ont amené FREYSSINET à prendre une section rétrécie dite "noyau".

FREYSSINET avait constaté que dans une articulation roulante, il y a en fait non une ligne mais une zone de contact et que cette zone se déplace très peu dans le fonctionnement de l'articulation. L'idée lui a été suggérée de remplacer l'étroite zone utile des surfaces en contact par un prisme très court à section rétrécie ou noyau. Il s'attendait à ce que, dans les mouvements angulaires de l'articulation ainsi constituée, se créassent, par fissuration du noyau, deux surfaces de roulement exactement adaptées l'une à l'autre (Réf. 2).

Théories.

Le problème de la concentration des efforts sur une surface limitée a été soulevé il y a de nombreuses années. Depuis, beaucoup d'ingénieurs et de chercheurs se sont penchés sur la question et ont effectué des recherches théoriques et expérimentales. Toutes ces études sont basées sur la considération d'un milieu continu élastique.

Nous présentons tout d'abord, très sommairement, les plus importantes théories proposées.

Théories de MORSCH (Réf. 3)

Le premier calcul approximatif concernant l'étude de la concentration des efforts a été fait par MORSCH en 1924. Après avoir étudié le problème par la méthode de photoélasticimétrie, ses calculs ont été basés sur les hypothèses suivantes :

- Les contraintes dues à la charge concentrée ont une distribution uniforme à partir d'une profondeur égale à la largeur de la pièce.
- Les isostatiques de compression ont des trajectoires paraboliques et donnent lieu à un effort de traction sur le plan médian de la pièce.

La distribution des trajectoires des isostatiques de compression proposés par MORSCH est présentée sur la figure 3.

En se référant à cette figure, l'effort transversal Z aura la valeur suivante :

$$Z: \frac{P}{2} = \left(\frac{a}{4} - \frac{a_1}{4} \right) \cdot \frac{h}{2}$$

d'où :

$$Z = \frac{P(a - a_1)}{4h}$$

Des essais ont été effectués avec des blocs de pierre dont quelques-uns seulement étaient en béton armé.

MORSCH, au cours de ses essais sur l'influence des aciers sur la charge ultime et la charge de fissuration des blocs, n'a pratiquement rien remarqué et il estime tout simplement que, pour avoir une grande résistance, on a intérêt à utiliser un béton à forte résistance au lieu d'augmenter la densité de ferraillage dans les blocs.

Théorie de BORTSCH (Réf 4).

Une des premières approximations théoriques de la capacité portante, sous une distribution de contraintes identiques à celles produites par des charges concentrées, a été faite par BORTSCH. Il considère le balancier de l'articulation comme une poutre cloison d'une longueur infinie soumise, sur la surface de contact, à une charge répartie suivant une fonction sinusoïdale ayant pour amplitude la valeur : $p_1 = \frac{\pi P}{2a_1}$ (Fig. 4).

BORTSCH, après avoir analysé la fonction des contraintes, obtient des expressions permettant de calculer les différentes contraintes (telles que σ_y , σ_x et σ_z) en tout point du balancier.

Les contraintes maximales de traction se produisent dans le plan médian du bloc, à une distance $\frac{x}{a} = 0,2$ à $0,3$ de la face chargée. Ces contraintes maximales, pour les rapports de $0,2 > \frac{a_1}{a} > 0,1$ varient entre $0,38$ et $0,45 \frac{P}{a}$. Pour $\frac{x}{a} = 1$, les contraintes sont égales à $0,055 \frac{P}{a}$ et, elles s'annulent quand $\frac{x}{a} = 1,7$.

Mais BORTSCH s'est limité aux rapports de $\frac{a_1}{a}$ inférieurs à $0,2$ et il ne donne aucune indication pour les grandes valeurs de $\frac{a_1}{a}$.

Les récents essais en photo-élasticimétrie de KAMMÖLAR ($0,36 > \frac{a_1}{a} > 0,18$) confirment le résultat obtenu par BORTSCH au sujet de l'abscisse de la contrainte maximale de traction pour laquelle il donne la valeur $\frac{x}{a} = 0,22$.

Théorie de GUYON (Réf. 5) .

Une autre théorie, celle de GUYON, concerne plutôt les zones d'ancrage des câbles de précontrainte. Pour cette étude, en se servant des séries de FOURIER, il considère les contraintes dues aux charges ponctuelles appliquées au côté fini d'un rectangle semi-infini.

Après avoir déterminé les lignes d'influence pour les différentes positions de charge, il calcule l'effet des charges réparties sur une largeur déterminée des prismes.

Ainsi, au cours de six tableaux, il donne le calcul des contraintes σ_y , σ_x et σ_z à l'intersection des plans perpendiculaires entre eux pour les différentes positions de la charge.

Les neuf plans perpendiculaires entre eux sont représentés sur la figure 5.

Les charges étant placées à :

$$y = 0, \frac{a}{4}, \frac{a}{2}, \frac{3a}{4} \text{ et } a.$$

La figure 6 représente les variations des contraintes de traction dite "d'éclatement" σ_y sur l'axe du prisme dans le cas de forces normales centrées, pour différents étalements $\frac{a_1}{a}$.

$2a_1$: la largeur de la plaque d'ancrage.

$2a$: la largeur du prisme de béton

et : $p = \frac{P}{2a}$.

Il faut remarquer que d'autres théories ont été développées, outre celles que nous avons citées ci-dessus : ainsi celles de MAGNEL, BLEICH et SIEVERS. Mais nous n'avons pas jugé bon de les exposer ici, étant donné leur caractère approximatif. Cependant, nous considérerons leurs résultats dans le paragraphe suivant, consacré à la comparaison des enseignements des divers travaux théoriques.

Si "a" est la largeur du prisme, "a" la largeur de la partie chargée et

d_1 : distance comptée à partir de la face chargée dans le plan moyen où se produisent les contraintes maximales de traction.

d_2 : distance comptée à partir de la face chargée dans le plan moyen où se produisent les contraintes nulles de traction,

d_3 : distance comptée à partir de la face chargée dans le plan moyen où la répartition des contraintes de compression devient uniforme,

Z : valeurs des contraintes maximales de traction rapportées à la contrainte moyenne de compression dans le prisme.

alors, on aura le tableau 1.

Essais antérieurs.

Etant donné que, lors de nos essais, l'élément soumis à l'étude était sollicité par une charge axiale, pour cette raison, nous nous limiterons à l'étude des articulations soumises seulement à un effort axial.

Sur les articulations "FREYSSINET", un certain nombre d'essais ont été faits par différents chercheurs. Parmi eux, on peut citer MM. LEONHARDT, BASE, TOURASSE, BLEVOT, DIX, RIESSAUM et ROWE. Après un court exposé au sujet de la rupture, nous analyserons d'abord le comportement du noyau et puis celui du balancier.

Rupture.

BLEVOT (Réf. 2) et BASE (Réf. 6) ont observé que, lors de la rupture des pièces, le noyau arrive à pénétrer dans les balanciers et qu'il reste intact. Cependant, il faut remarquer que, sur la charge ultime, la contrainte moyenne dans le noyau est très élevée et qu'elle dépasse largement σ'_j .

BLEVOT, au cours de ses essais, avait constaté que la contrainte ultime dans le noyau à la rupture de l'articulation dépend directement du pourcentage $\overline{\omega}$ des aciers des balanciers.

Considérons les tableaux 2 et 3. Dans ces deux tableaux, nous avons consigné les résultats obtenus par différents expérimentateurs :

a, b : dimensions du balancier,

a_1, b_1 : dimensions du noyau,

$\overline{\omega}$: pourcentage d'aciers transversaux dans le balancier,

σ'_j : résistance à la compression du béton,

σ'_{ub} : valeur moyenne de la contrainte ultime de compression dans le balancier à la rupture de l'articulation.

σ'_{un} : valeur moyenne de la contrainte ultime de compression dans le noyau à la rupture de l'articulation.

Les rapports $\frac{\sigma'_{ub}}{\sigma'_j}$ et $\frac{\sigma'_{un}}{\sigma'_j}$ du tableau 3 indiquent que, en plus du pourcentage $\overline{\omega}$ des aciers, le rapport $\frac{a_1}{a}$ et la forme du rétrécissement ont une influence primordiale sur la résistance de l'articulation.

Comportement du noyau.

Selon les essais en photo-élasticité de MORSCH (Réf. 3) , TESAR (Réf. 7) et KANNOLAR (Réf. 8) , le tracé des isostatiques dans le balancier et dans le noyau d'une articulation, constituée d'un milieu continu élastique, est de la forme donnée aux figures 7 et 8.

D'après la figure 7, nous voyons qu'on a une concentration des isostatiques aux bords libres du noyau, donc il y aura forcément accentuation des efforts sur les bords libres.

BASE (Réf. 6) , LEONHARDT (Réf. 9) et DIX (Réf. 10) en mesurant les déformations le long du noyau ont montré que la répartition de ces déformations est d'allure parabolique avec un minimum au centre du noyau (Fig. 9).

Le rapport $\frac{\epsilon_M}{\epsilon_m}$ atteint selon BASE (Réf. 6) : 2 et DIX (Réf. 10) : 2,11. D'après LEONHARDT (réf. 9) , il vaut 3 pendant les premières sollicitations et il tombe à 2,5 au bout de quelques heures. Mais il faut remarquer que la valeur de ce rapport est une fonction de la largeur du noyau : a_1 , du rapport $\frac{a_1}{a}$, de l'épaisseur e du noyau et de la forme du rétrécissement adoptée pour la réalisation de l'articulation.

Nous avons vu, qu'au moment de la rupture, la contrainte moyenne dans le noyau dépasse largement σ_j' . L'explication de cette hyper-résistance pour le béton étant assez longue, nous nous contenterons de citer les deux phénomènes qui engendrent cette résistance accrue du béton du noyau :

- 1 - Déformations latérales gênées,
- 2 - Tracé des isostatiques (effet d'étreinte triple).

En ce qui concerne le ferrailage du noyau, on remarque que le noyau restera non armé, même s'il était traversé par quelques aciers, leur présence non seulement n'améliorerait en rien la charge ultime de l'articulation, mais encore, elle gênerait le fonctionnement libre de celle-ci. Même dans le cas où

il existe un cisaillement, étant donné que le béton du noyau est fortement sollicité et que l'on tient compte du coefficient de frottement interne du béton (1,59), l'articulation peut supporter cet effort sans aucune défaillance et continuer à travailler normalement.

Il faut ajouter que MM. J.R. ROBINSON, BASE et LEONHARDT soutiennent l'opinion qu'il ne faut pas armer le noyau et qu'il faut le laisser tout à fait libre au cours de son fonctionnement.

Comportement du balancier.

Un balancier est une pièce prismatique sur la base de laquelle agit une force importante répartie sur une aire limitée plus ou moins petite par rapport à la base. Son état d'équilibre est analogue à celui de l'about d'une poutre précontrainte sur lequel prend appui l'appareil d'ancrage d'un câble. Ce dernier état d'équilibre a été étudié de manière approfondie. Les connaissances ainsi acquises peuvent être mises à profit dans notre cas, en tenant compte de certaines particularités.

D'après la figure 8, en considérant le tracé des isostatiques de compression, nous voyons qu'il s'introduit de ce fait des traction orthogonales, donc à l'allure à peu près horizontale dans le balancier. Par conséquent, il faut armer le balancier par des aciers horizontaux qui seront les frettes.

Selon GUYON (Réf. 5) et BASE (Réf. 6) la répartition des contraintes de traction, dans le plan moyen du balancier, lors de la sollicitation de l'articulation, dépend en premier lieu du rapport $\frac{a_1}{a}$ et de la configuration du rétrécissement. En outre, la distance du maximum de cette courbe de répartition du noyau est une fonction directe du rapport $\frac{a_1}{a}$.

ROWE (Réf. 4), qui a adopté au cours de ses expériences des rapports $\frac{a_1}{a}$ s'étendant de 0,31 à 0,67, a constaté que les contraintes maximales de traction transversales se situent vers 0,25 a, "a" étant la largeur du balancier.

Cette valeur est en accord assez étroit avec les valeurs de 0,20 à 0,30 a données par BORTSCH et avec celle de 0,22 a, proposée par KANNOLAR pour rapports $\frac{a_1}{a}$ compris entre 0 et 0,2.

La plupart des théoriciens et chercheurs estiment que la répartition des contraintes dans un balancier prismatique ne devient uniforme qu'à une distance "a" de l'articulation, tandis que BORTSCH indique qu'à cette distance là, on a une contrainte de traction égale à $0,11 \frac{P}{a}$ et que, pour une répartition uniforme des contraintes de compression, il faut aller jusqu'à "1,7 a".

Le règlement actuellement en vigueur (CC BA 68) indique que :

" On peut considérer que la résistance à la compression d'une pièce "comportant une articulation équivaut à celle de la même pièce armée (mais non "frettée), ne comportant pas d'articulation".

Quant aux taux des aciers dans les balanciers, d'après CC BA 68, on a deux zones distinctes à considérer : (Fig. 10).

La première zone s'étend jusqu'aux six dixièmes de la largeur du balancier et la 2ème zone recouvre la partie restante des balanciers.

Le volume relatif de frettes, fixé par CC BA 68, pour la zone (I) est de 2 % normalement à l'axe longitudinal du noyau et 1,2 % parallèlement à cet axe.

Dans la zone (II) , les volumes relatifs des frettes peuvent être réduits de 40 % par rapport aux valeurs précédentes.

Comme nous l'avons vu, la configuration du rétrécissement de l'articulation intervient largement sur la capacité portante de l'élément. Selon la pratique française, on aura intérêt à adopter un rétrécissement en forme de fente à bords parallèles et peu espacés (l'espacement de ces bords "e" est égal à l'épaisseur du noyau).

En outre, BASE (Réf. 6) , LEONHARDT (Réf 9) et DIX (Réf. 10) l'ont constaté, pour éviter le décollement et l'épaufrement du béton du balancier situé au voisinage des deux extrémités du noyau, il faut que celles-ci soient en retrait de chaque côté.

En conclusion, on peut dire que la capacité portante d'une articulation du type "FREYSSINET" est une fonction directe de $\bar{W}$ et du rapport $\frac{a_1}{a}$. Pour un meilleur fonctionnement de l'élément, on a intérêt à adopter l'épaisseur "e" du noyau la plus faible possible et à prendre les balanciers plans.

ETUDE EXPERIMENTALE.

Description des corps d'épreuve et désignation des pièces.

Chaque corps d'épreuve comporte deux balanciers espacés par une fente à bords parallèles dans laquelle se trouve le noyau. Les balanciers ayant une section rectangulaire ($a \times b$), le noyau possède une forme de parallélépipède rectangle ($a \times b \times e$). Le noyau, d'épaisseur très faible ($e = 14\text{mm}$), est en retrait de 8 cm de part et d'autre du balancier et ceci dans le sens de son axe longitudinal (voir figure 11).

Les balanciers sont armés avec des frettes transversales et longitudinales tandis que le noyau reste sans armature (figure 12).

Etant donné le nombre très élevé des paramètres intervenant dans l'étude d'une articulation, en adoptant la hauteur "0,6 a", et en la considérant comme une des données de notre étude, nous avons choisi seulement les quatre suivants :

- 1) Pourcentage des aciers transversaux : $\overline{\omega}$, c'est-à-dire ceux placés perpendiculairement à l'axe longitudinal du noyau.
- 2) $\frac{\overline{\omega}}{\omega'}$: Rapport du pourcentage des aciers transversaux et du pourcentage des aciers longitudinaux.
- 3) Largeur du noyau
- 4) Nuance de l'acier.

L'ensemble de nos essais est constitué de trois séries consignées au tableau 4.

Afin de simplifier nos mesures, nous avons constitué des balanciers inférieurs plus résistants que les balanciers supérieurs pour pouvoir installer tous nos instruments de mesure dans les balanciers supérieurs.

La composition du béton, la même pour toutes les pièces, est, par m³ de béton mis en oeuvre :

- Balancier inférieur :

CPALC 325	425 kg
Gravillons de Seine 6,3/10	1029 kg
Sable de seine 0/5	725 kg
Eau, environ	225 litres
Affaissement au cône d'Abrams	7 cm

- Balancier supérieur et le noyau :

CPALC 325	300 kg
Gravillons de Seine 6,3/10	1002 kg
Sable de Seine 0/5	835 kg
Eau, environ	230 litres
Affaissement au cône d'Abrams	7 cm

La quantité d'eau ajoutée a été réglée pour maintenir constante la consistance du béton frais contrôlé par le cône d'Abrams.

Lors du bétonnage de chaque pièce, trois éprouvettes cylindriques, de 16 cm de diamètre et 32 cm de hauteur, ont été prélevées, pour la mesure de la résistance à la compression et trois éprouvettes prismatiques de 7 x 7 x 35 cm pour la mesure de la résistance à la traction par flexion.

Les éprouvettes prélevées et les corps d'épreuve ont été mis en cure en chambre humide par brouillard, pour une durée de trois semaines.

Les aciers des deux premières séries des essais étaient des ronds lisses de nuance doux et, ceux de la troisième série des aciers Tor, écrouis à haute adhérence.

Pour la détermination des caractéristiques mécaniques moyennes des aciers utilisés, un certain nombre d'éprouvettes ont été prélevées. Ces caractéristiques mesurées sont :

- la limite d'élasticité : σ_e (bar)
- la contrainte de rupture par traction ou résistance à la traction σ_{ar} (bar)
- l'allongement de rupture : ϵ_{ar} (%)

Chaque corps d'épreuve est soumis à un essai de compression simple, entre les plateaux de compression de la presse AMSLER de 1000 tonnes. L'application de la charge s'effectue à vitesse constante.

RESULTATS ET INTERPRETATIONS.

D'une façon générale, pour toutes les pièces, indépendamment de leur pourcentage d'acier, de leur rapport $\frac{a_1}{a_2}$ et enfin de la nuance de l'acier de leurs frettes, sur les faces perpendiculaires à l'axe longitudinal du noyau, la première fissure apparaît dans leur axe de symétrie. Cette fissure centrale appelée "la fissure critique" se propage dans le balancier et, en même temps qu'elle s'étend, des fissures secondaires font également leur apparition (Fig. 13)

Quant aux faces parallèles à l'axe du noyau, les fissurations ne se produisent pas à des emplacements qui soient privilégiés (Fig. 14).

On remarque qu'à charge égale, l'ouverture des fissures décroît lorsque la largeur du noyau et le pourcentage des aciers augmentent (Fig. 15 et 16). Le niveau, c'est-à-dire la distance au noyau suivant l'axe du corps d'épreuve, auquel les fissures sont maximales ne dépend que de la largeur du noyau. A pourcentage égal, la largeur des fissures est plus grande pour les pièces armées en acier à haute adhérence que pour les pièces armées d'acier lisse, ce qui paraît pouvoir s'expliquer par la gêne qu'apporte l'acier à haute adhérence à la mise en place du béton (Fig. 17).

L'examen de la figure 18 nous montre que les déplacements relatifs verticaux des deux balanciers de l'articulation sous l'action de la charge dépendent fortement de la largeur des noyaux et du pourcentage des aciers.

Les élongations des aciers de frettage sont maximales au voisinage du noyau et décroissent avec la distance du noyau. A la rupture, indépendamment de la nuance des aciers, le seuil de plastification est atteint pour tous les aciers transversaux et pour une partie des aciers longitudinaux jusqu'à une distance du noyau égale à 60 % de la largeur du balancier. (Fig. 19 et 20).

La rupture survient par l'enfoncement du noyau dans le corps du balancier supérieur, qui est moins résistant que le balancier inférieur. Cette pénétration, n'affectant pas le noyau, est accompagnée par le craquement et la désorganisation du béton à l'intérieur du balancier, et provoque des épaufrements de surface du béton du balancier et des fissures très larges sur les quatre faces de celui-ci (Fig. 21).

Il est intéressant de signaler que, le fait de choisir comme forme du rétrécissement une fente aux bords parallèles normales à l'axe des balanciers, permet d'obtenir des contraintes ultimes assez élevées.

Soit :

σ'_j : résistance du béton à la compression.
 σ'_{bf} : contrainte moyenne de compression dans le balancier correspondant à P_f .
 $\sigma'_{b0,1}$: contrainte moyenne de compression dans le balancier correspondant à $P_{0,1}$ (charge sous laquelle la largeur de la fissure critique atteint 0,1mm).
 σ'_{ub} : contrainte moyenne ultime de compression dans le balancier.
 σ'_{un} : contrainte moyenne ultime de compression dans le noyau.

Les valeurs de ces contraintes, calculées à partir des résultats expérimentaux, et les rapports $\frac{\sigma'_{ub}}{\sigma'_j}$ et $\frac{\sigma'_{un}}{\sigma'_j}$, sont consignés dans les tableaux 5, 6 et 7.

Sur les figures 22 et 23, pour les trois valeurs du pourcentage transversal des aciers ($\overline{\alpha}$), nous avons représenté la variation des contraintes moyennes ultimes dans le balancier et dans le noyau à la rupture de l'articulation, en fonction du rapport $\frac{a_1}{a}$. Ces diagrammes, établis pour l'ensemble des pièces, mettent en évidence sur les contraintes σ'_{ub} et σ'_{un} sont fonction du pourcentage $\overline{\alpha}$.

D'après la figure 22, on voit que, les variations de σ'_{ub} semblent être liées linéairement avec le rapport $\frac{a_1}{a}$. Et selon la figure 23, la représentation graphique des variations de σ'_{un} avec le rapport $\frac{a_1}{a}$ est une courbe d'allure hyperbolique.

La charge ultime de l'articulation est, toutes choses égales par ailleurs, fonction légèrement croissante de la nuance des aciers de frettage, lorsque le pourcentage de ces aciers est bas. Mais lorsque ce pourcentage est normal (2 % transversalement), ou élevé, la nuance des aciers ne joue plus de rôle. Cela semble pouvoir s'expliquer, par ce que les aciers de haute nuance sont également des aciers à haute adhérence et que la rugosité de ces derniers ne permet pas une mise en place du béton aussi correcte que les aciers lisses.

La nuance des aciers pouvant être ainsi négligée, la résistance des articulations dépend de la largeur des noyaux et du pourcentage des frettes transversales. Le pourcentage des frettes longitudinales en effet n'agit pas sur les charges ultimes mais seulement sur la largeur des fissures sur les faces parallèles à l'axe des noyaux.

Recherche de formules empiriques :

- Contrainte ultime dans le noyau.

Soit P_u la charge ultime, σ'_{un} la contrainte moyenne ultime de compression dans le noyau, a_1 et b_1 les dimensions du noyau. Nous ferons intervenir dans ce qui suit les variations de la variable a_1 par celles de la variable réduite $\frac{a_1}{a} = \alpha$, a étant la largeur constante du balancier.

D'après nos essais :

$$\sigma'_{un} = f(\varpi, \alpha, \sigma'_j)$$

et de plus :

$$P_u = a_1 b_1 \cdot \sigma'_{un}$$

ou encore :

$$P_u = a b_1 \cdot \frac{a_1}{a} \cdot \sigma'_{un} = a b_1 \alpha \sigma'_{un}$$

ce que l'on peut écrire :

$$P_u = a \cdot b_1 \cdot g(\alpha, \varpi, \sigma'_j)$$

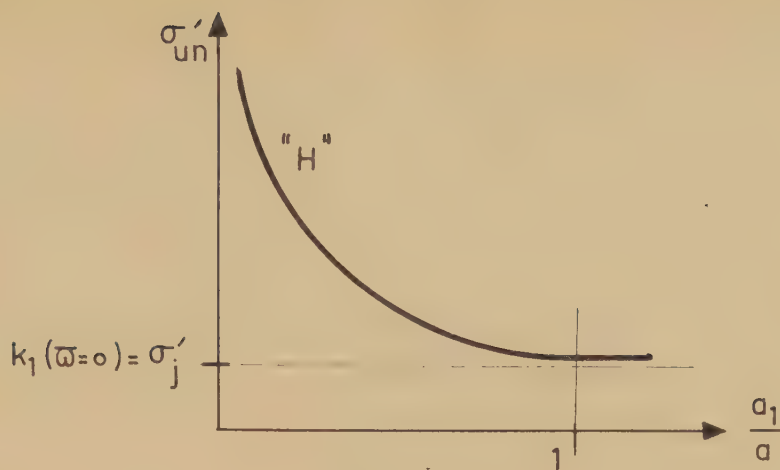
Donc, si ϖ , σ'_j et $\alpha = \frac{a_1}{a}$ sont constantes, la valeur de P_u sera proportionnelle à celle de b_1 .

L'allure générale de la variation des points expérimentaux (Fig. 23) permet de supposer que les courbes représentatives sont voisines de courbes hyperboliques.

Pour la détermination des asymptotes, il paraît naturel de considérer que premièrement si ϖ tend vers zéro et $\alpha = \frac{a_1}{a}$ tend vers 1, la contrainte σ'_{un} tendra vers σ'_j et deuxièmement si $\alpha = \frac{a_1}{a}$ tend vers zéro la contrainte σ'_{un} tendra vers l'infini quelle que soit la valeur de ϖ .

Par suite, l'équation de ces hyperboles dans le plan σ'_{un} et $\frac{a_1}{a}$, en tenant compte des points à l'infini, peut s'écrire :

$$\frac{a_1}{a} (\sigma'_{un} - k_1) = k_2$$



k_1 : étant une fonction de $\bar{\omega}$ et σ'_j , telle que :

$$k_1(\bar{\omega} = 0) = \sigma'_j$$

ou encore :

$$\sigma'_{un} = \frac{k_2}{\frac{a_1}{a}} + k_1$$

où :

$$k_1 = f(\bar{\omega}, \sigma'_j)$$

$$k_2 = g(\bar{\omega})$$

Déterminons les valeurs de k_1 et k_2 en tenant compte des points expérimentaux de la figure 36.

Pour chaque courbe, c'est-à-dire pour chaque valeur de $\bar{\omega}$, nous calculons k_1 et k_2 en essayant d'adapter au mieux l'hyperbole "H" aux trois points expérimentaux obtenus. Pour ce calcul, nous avons utilisé la méthode des moindres carrés et les valeurs des coefficients k_1 et k_2 ainsi obtenues sont consignés ci-après :

ϖ	1,1	2,0	3,1
k_1	448	554	710
k_2	74	108	139

Donc, d'après la figure 24 qui correspond au tableau précédent, on peut admettre les relations suivantes :

$$k_1 = k_1(0) + 13000 \varpi$$

$$k_2 = 760\sqrt{\varpi}$$

On remarque que $k_1(0) \cong \sigma'_j$ (moyenne), c'est-à-dire la moyenne des résistances de 15 pièces des séries I et II :

$$k_1(0) \cong \sigma'_j = 297,98 \text{ bars}$$

D'où la relation (II) prendra la forme suivante :

$$\sigma'_{un} = \frac{760\sqrt{\varpi}}{\frac{a_1}{a}} + \sigma'_j + 13000 \varpi \quad (\text{III})$$

ou encore :

$$\sigma'_{un} = \frac{760\sqrt{\varpi}}{\frac{a_1}{a}} + \sigma'_j (1 + 43 \varpi) \quad (\text{IV})$$

Sur la figure 25, nous avons représenté, avec les points expérimentaux, les courbes représentatives de la relation (IV) pour les trois valeurs de ϖ de notre recherche.

- Contrainte ultime dans le balancier.

Soit σ'_{ub} la contrainte moyenne ultime dans le balancier et σ'_{un} celle dans le noyau. En tenant compte des dimensions du balancier et du noyau, on aura :

$$\sigma'_{ub} = \frac{P_u}{a_1 \cdot b_1}$$

$$\sigma'_{un} = \frac{P_u}{a \cdot b}$$

D'où :

$$\sigma'_{ub} = \frac{a_1 b_1}{a b} \cdot \sigma'_{un} = \frac{a_1}{a} \cdot \frac{b_1}{b} \cdot \sigma'_{un}$$

D'après la relation (II) , on aura :

$$\sigma'_{un} = \frac{k_2}{\frac{a_1}{a}} + k_1$$

ou encore :

$$\sigma'_{ub} = \frac{b_1}{b} (k_2 + k_1 \frac{a_1}{a}) \quad (V)$$

où : $k_1 = f(\varpi, \sigma'_j)$, $k_2 = g(\varpi)$ leurs valeurs étant déjà définies ci-avant.

On voit aisément que la relation V, dans le plan σ'_{ub} et $\frac{a_1}{a}$ représente l'équation d'une droite ayant pour pente la valeur $k_1 \frac{b_1}{b}$ et son ordonnée à l'origine est égale à : $k_2 \cdot \frac{b_1}{b}$; ce qui est tout à fait compatible avec la figure 22 qui montre que les variations des contraintes σ'_{ub} , pour l'ensemble des pièces des séries I et II, en fonction du rapport $\frac{a_1}{a}$, sont linéaires.

Après avoir porté les valeurs de k_1 et k_2 dans la relation (V) , on aura :

$$\sigma'_{ub} = \frac{b_1}{b} \left[760 \sqrt{\varpi} + \sigma'_j (1 + 43 \varpi) \frac{a_1}{a} \right] \quad (VI)$$

Sur la figure 26, nous avons représenté, avec les points expérimentaux, les droites représentatives de la relation VI pour les trois valeurs de de notre recherche.

Pour une comparaison approfondie après avoir calculé les rapports $\frac{\sigma'_{ub \text{ exp.}}}{\sigma'_{ub \text{ cal.}}}$ et $\frac{\sigma'_{un \text{ exp.}}}{\sigma'_{un \text{ cal.}}}$, nous avons calculé leur écart quadratique qui est 3,2 % pour le premier et 5,5 % pour le deuxième rapport.

Enfin, dans le tableau 8, nous avons comparé une partie des résultats obtenus, à partir de leurs caractéristiques, d'après les formules IV et VI. L'examen de ces deux types de résultats nous montre que l'écart entre les résultats n'excède pratiquement pas les 10 %.

- Charges de service et coefficients de sécurité.

Afin de déterminer les charges de service, deux critères sont à envisager :

1°) Il ne faut pas que la fissuration soit excessive.

2°) Il ne faut pas que la déformation des aciers soit permanente, c'est-à-dire pas de plastification.

Il nous a semblé qu'on pouvait considérer les deux charges suivantes :

a) $P_{0,1}$: la charge sous laquelle l'ouverture de la "fissure critique" atteint 0,1 mm.

b) $\frac{4}{5} P_{pl.tr.}$: quatre cinquième de la charge de plastification des premiers aciers transversaux.

D'une façon générale, on remarque que, les deux charges $P_{0,1}$ et $\frac{4}{5} P_{pl.tr.}$ sont assez voisines et, en considérant la charge $\frac{4}{5} P_{pl.tr.}$, on voit que l'ouverture de la "fissure critique" ne dépasse pas 0,1 mm. A partir de ces constatations la seule condition à retenir portera sur l'effort $\frac{4}{5} P_{pl.tr.}$.

Donc, il semble bien que l'on pourra l'adopter comme la charge admissible de service.

D'où, en examinant les rapports $\frac{P_u}{\frac{4}{5} P_{pl.tr.}}$ pour l'ensemble des pièces, indépendamment des paramètres $\frac{a_1}{a}$ et $\frac{\bar{Q}}{\bar{Q}'}$, en fonction des trois valeurs du pourcentage $\bar{Q}$, les coefficients de sécurité suivants pourront être conseillés :

$\bar{\omega}$	1,1 %	2,0 %	3,1 %
$C = \frac{P_u}{\frac{4}{5} P_{pl.tr.}}$	1,65	1,70	2,10

A partir des coefficients C , les contraintes de service dans le balancier (σ'_{sb}) et dans le noyau (σ'_{sn}), d'après les formules VI et IV, auront les valeurs données dans le tableau 9.

Le tableau 9 montre que les prescriptions des règles CC BA 1968 ne tiennent pas compte de l'influence du paramètre $\frac{a_1}{a}$. Elles admettent en effet que : "Pour une articulation linéaire à section rétrécie, les contraintes moyennes de compression dans le balancier et dans le noyau puissent atteindre respectivement $\bar{\sigma}'_{bo}$ (contrainte admissible du béton en compression simple) et $2 \sigma'_j$ (deux fois la résistance nominale du béton)".

L'examen du tableau 9 nous révèle que les recommandations des règles CC BA 1968 sont satisfaisantes pour $\frac{a_1}{a} = 0,22$ et pour $\bar{\omega} = 2 \%$ qui s'étend jusqu'au niveau 0,6 a à partir du noyau.

En considérant l'ensemble des paramètres $\frac{a_1}{a}$, $\bar{\omega}$ et $\bar{\omega}'$, à cause de leurs influences irrégulières, on ne peut pas proposer une loi et il faut se rapporter au tableau précédent.

CONCLUSIONS.

Notre recherche a abouti aux conclusions suivantes :

1° - Les valeurs les plus élevées de la contrainte ultime à la rupture de l'articulation dans le noyau, sont obtenues dans le cas où le rétrécissement affecte la forme d'une fente à bords parallèles suivant la section droite des balanciers. Les recherches ont donc porté sur cette forme d'articulation, à laquelle s'appliquent les conclusions qui suivent.

2° - D'une façon générale, les aciers transversaux, indépendamment des paramètres $\frac{a_1}{a}$, $\bar{w}$ et du type de l'acier, à partir de l'articulation jusqu'au niveau 0,6 a, avant la rupture des pièces, sont plastifiés. Au dessus de ce niveau, les aciers restent dans le domaine élastique et ils ne se plastifient pas.

3° - Les charges ultimes, étant fonctions directes du rapport $\frac{a_1}{a}$ et du pourcentage des aciers, semblent être indépendantes de la limite d'élasticité des aciers.

4° - La rupture, qui survient par l'enfoncement complet du noyau dans le corps des balanciers (mais qui n'affecte pas le noyau), est accompagnée par la désorganisation du béton des balanciers.

5° - Les variations des contraintes ultimes à la rupture de l'articulation dans le balancier, en fonction du paramètre $\frac{a_1}{a}$ ayant une forme linéaire, sont de forme hyperbolique pour les contraintes ultimes dans le noyau, en fonction du même paramètre.

6° - Indépendamment des paramètres $\frac{a_1}{a}$, $\bar{w}$ et $\frac{\bar{w}}{w'}$, les charges de service P_s peuvent être prises égales aux quatre cinquièmes de la charge de plastification des premiers aciers transversaux ($\frac{4}{5}P_{pl.tr.}$). Les coefficients

de sécurité par rapport aux charges ultimes dans le balancier P_{ub} , indépendamment des paramètres $\frac{a_1}{a}$ et $\frac{Q}{Q'}$, en fonction du pourcentage des aciers transversaux ($\bar{Q}$), auront les valeurs suivantes :

$\bar{Q}$	1,1 %	2,0 %	3,1 %
C	1,65	1,70	2,10

REFERENCES.

1 - A. GUERRIN.

"Les articulations plastiques en béton armé". PARIS - La Technique des Travaux. N° 11 - 12 - 1967. N° 1 à 4 - 1968.

2 - J.R. ROBINSON.

"Cours de béton armé de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées". Tome II - PARIS, 1959-60.

3 - E. MORSCH.

"Theoria y practica del hormigon armado". Tomo II - Ediciones G. Gili, S.A. - BUENOS AIRES, 1958.

4 - J. ZIELINSKI and R.E. ROWE.

"An investigation of the stress distribution in the anchorage zones of post-tensioned concrete members". LONDON, Cement and Concrete Association - Research report N° 9 - September 1960.

5 - GUYON.

"Contraintes dans les pièces prismatiques soumises à des forces appliquées sur leurs bases, au voisinage de ces bases". Association Internationale des Ponts et Charpentes - Onzième volume. 1951 - PP. 165-226.

6 - G.D. BASE.

"Test on four prototype reinforced concrete hinges". LONDON - Cement and Concrete Association - Research report - N° 17 - May 1965.

7 - V. TESAR.

"Détermination expérimentale des tensions dans les extrémités des pièces prismatiques munies d'une semi-articulation". PARIS - Mémoires des Ponts et Charpentes - Z/19 - 1932.

8 - K. KAMMÖLER und O. JESKE.

"Untersuchungen über Federgelenke aus Stahlbeton". BERLIN - Deutscher Ausschuss für Stahlbeton. Heft 125, 1957.

9 - F. LEONHARDT und H. REIMANN.

"Betongelenke, Versuchsbericht, Vorschläge zur Bemessung und konstruktive Ausbildung". STUTTGART. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton, Heft 175, 1965.

10 - J. DIX.

"Betongelenke unter oftmals wiederholter Durch und Biegelbeanspruchung". BERLIN - Deutscher Ausschuss für Stahlbeton - Heft 150, 1962.

11 - F.G. RIESSAUW et D.A. PASSELECQ.

"Essai sur les articulation en béton armé". BRUXELLES - Annales des Travaux Publics de Belgique - Février 1948.

12 - M. TOURASSE.

"Essais sur articulation FREYSSINET" - PARIS - Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics - Janvier 1961 - n° 157 - pp. 87-90.

REMERCIEMENTS

J'exprime mes remerciements très sincères à MM. Les Professeurs SIESTRUNCK et VICHNIEVSKY pour l'intérêt bienveillant qu'ils ont bien voulu accorder à ce travail.

J'adresse particulièrement mes remerciements respectueux à Monsieur J.R. ROBINSON, Professeur à l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées et Directeur de l'I.R.A.B.A. qui m'a fait le grand honneur de m'accueillir dans son Laboratoire et qui m'a guidé dans toutes les expériences.

Je tiens à exprimer ma reconnaissance à Monsieur DREUX, Directeur Adjoint du C.E.S. pour avoir mis à ma disposition une équipe de techniciens très qualifiés.

Je présente l'expression de ma sympathie la plus vive à tous mes Camarades Ingénieurs ainsi qu'à tout le Personnel du C.E.S.

TABLEAU : 1
COMPARAISON DES RESULTATS THEORIQUES

THEORICIENS						
	MORSCH	BORTSCH	GUYON	MAGNEL	BLEICH	BLEICH - SIEVERS
$\frac{a_1}{a}$	0 à 1,00	0 à 0,2	0,1 à 0,9	0 à 1,00	0,1 à 0,9	0,3 à 0,7
d_1	0,50 a	0,2 à 0,3 a	0,25 à 0,45 a	0,50 a	0,25 à 0,3 a	0,25 à 0,3 a
d_2	0,00 a	0,1 à 0,12 a	0,22 à 0,1 a	0,25 a	0,1 à 0,16 a	0,15 a
d_3	a	1,7 a	a	a	a	a
Z	$(\frac{a_1}{a}=0,3 \text{ à } 0,7)$ 0,26 à 0,16	0,45 à 0,38	0,42 à 0,04	$(\frac{a_1}{a}=0,3 \text{ à } 0,7)$ 0,43 à 0,22	0,59 à 0,07	0,71 à 0,26

TABLEAU : 2
CARACTERISTIQUES DES ESSAIS ANTERIEURS

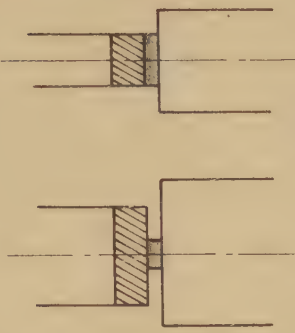
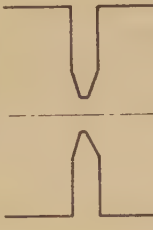
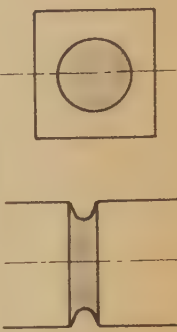
EXPERIMENTATEUR	a x b (cm x cm)	a ₁ x b ₁ (cm x cm)	$\frac{a_1}{a}$	FORME DU RETRECISSEMENT	TYPE DE L'ACIER
BLEVOT	65 x 65	15 x 35	0,23		ACIER DOUX LISSE
	65 x 50	15 x 35	"		
	65 x 50	15 x 35	"		
	65 x 50	15 x 35	"		
RIESSAUW ET PASSELECQ	50 x 50	12 x 50	0,24		
LEONHARDT ET REIMANN	70 x 35	8 x 35	0,11		
	70 x 35	8 x 29	"		
G.D. BASE	61 x 40,6	19,7 x 30,5	0,32		
TOURASSE	150 x 230	30 x 190	0,20		
J. DIX	35 x 35	Ø 20	0,57		
	35 x 35	Ø 20	0,57		

TABLEAU : 3

RESULTATS DES ESSAIS ANTERIEURS

EXPERIMENTATEUR	ω %	σ_j (bar)	σ_{ub} (bar)	σ_{un} (bar)	$\frac{\sigma_{ub}}{\sigma_j}$	$\frac{\sigma_{un}}{\sigma_j}$
BLEVOT	0,8	202	>105	>847	>0,52	>4,18
	2,3	244	>116	>725	>0,47	>2,90
	2,3	202	>116	>725	>0,57	>3,50
	4,0	202	>169	>1048	>0,83	>5,17
RIESSAUW ET PASSELECQ	2,0	413	264	>1100	0,63	>2,66
LEONHARDT ET REIMANN	1,5	600	169	>1480	0,28	>2,46
	1,5	300	80	>850	0,26	>2,83
G.D. BASE	3,54	700	>46	>1890	>0,06	>2,70
TOURASSE	2,45	360	>55	>1351	>0,15	>3,75
J. DIX	1,85	298	206	>806	0,69	>2,70
	1,85	343	180	>802	0,52	>2,05

TABLEAU : 4
PROGRAMME D'ESSAIS.

PREMIERE SERIE ACIER DOUX LISSE					DEUXIEME SERIE ACIER DOUX LISSE					TROISIEME SERIE ACIER TOR							
PIECE	$\frac{a_1}{a}$	$\overline{w}$ %	$\overline{w'}$ %		PIECE	$\frac{a_1}{a}$	$\overline{w}$ %	$\overline{w'}$ %		PIECE	$\frac{a_1}{a}$	$\overline{w}$ %	$\overline{w'}$ %				
CZ 1	0,11	2	1,2		CZ 12	0,11	3,1	1,2		CZ 16	0,11	2	0,85				
CZ 2	0,22				CZ 10	0,22				CZ 17	0,22						
CZ 3	0,33				CZ 13	0,33				CZ 18	0,33						
CZ 4	0,11	3,1	2,1		CZ 14	0,11	2	0,85		CZ 19	0,11	1,1	0,85				
CZ 5	0,22				CZ 11	0,22				CZ 20	0,22						
CZ 6	0,33				CZ 15	0,33				CZ 21	0,33						
CZ 7	0,11	1,1	0,85							CZ 22	0,11	3,1	1,2				
CZ 8	0,22									CZ 23	0,22						
CZ 9	0,33									CZ 24	0,33						

TABLEAU : 5

CONTRAINTES MOYENNES ET RAPPORTS CALCULES (SERIE : I)

PIECE	$\frac{a_1}{a}$	$\overline{\omega}$ %	σ'_j (bar)	σ'_{bf} (bar)	σ'_{b0j} (bar)	σ'_{ub} (bar)	σ'_{un} (bar)	$\frac{\sigma'_{ub}}{\sigma'_j}$	$\frac{\sigma'_{un}}{\sigma'_j}$
CZ 1	0,11	2,0	309,0	55,5	69,4	111,11	1470,58	0,37	4,76
CZ 2	0,22		322,5	69,4	94,4	152,77	1011,02	0,47	3,14
CZ 3	0,33		333,0	83,2	97,2	191,66	845,58	0,57	2,54
CZ 4	0,11	3,1	300,6	69,4	116,6	150,00	1985,29	0,50	6,60
CZ 5	0,22		316,6	69,4	-	215,55	1426,47	0,68	4,50
CZ 6	0,33		321,5	112,1	138,8	257,77	1137,25	0,80	3,53
CZ 7	0,11	1,1	270,0	48,6	-	86,11	1139,70	0,32	4,22
CZ 8	0,22		285,0	69,4	83,2	113,38	753,67	0,39	2,64
CZ 9	0,33		291,5	69,4	144,4	150,00	661,76	0,51	2,27

TABLEAU : 6

CONTRAINTES MOYENNES ET RAPPORTS CALCULES (SERIE : II)

PIECE	$\frac{a_1}{a}$	$\overline{\omega}$ %	σ'_{ij} (bar)	σ'_{bf} (bar)	$\sigma'_{b0,1}$ (bar)	σ'_{ub} (bar)	σ'_{un} (bar)	$\frac{\sigma'_{ub}}{\sigma'_{ij}}$	$\frac{\sigma'_{un}}{\sigma'_{ij}}$
CZ 10	0,22	3,1	260,8	69,4	83,2	194,50	1286,76	0,74	4,90
CZ 11	0,22	2,0	253,0	69,4	83,2	159,45	1055,14	0,63	4,16
CZ 12	0,11	3,1	303,75	69,4	83,2	147,22	1948,52	0,48	6,41
CZ 13	0,33		303,75	112,1	112,1	252,22	1112,75	0,83	3,66
CZ 14	0,11	2,0	301,0	62,5	88,8	119,45	1580,90	0,39	5,25
CZ 15	0,33		297,5	83,2	155,5	211,11	931,40	0,71	3,13

TABLEAU : 7

CONTRAINTES MOYENNES ET RAPPORTS CALCULES (SERIE : III)

PIECE	$\frac{a_1}{a}$	$\overline{W}$ %	σ'_j (bar)	σ'_{bf} (bar)	$\sigma'_{b0,1}$ (bar)	σ'_{ub} (bar)	σ'_{un} (bar)	$\frac{\sigma'_{ub}}{\sigma'_j}$	$\frac{\sigma'_{un}}{\sigma'_j}$
CZ 16	0,11	2,0	292,5	55,5	61,2	125,00	1654,41	0,43	5,65
CZ 17	0,22		290,0	55,5	61,2	161,11	1066,17	0,41	3,67
CZ 18	0,33		305,0	83,2	100,0	227,78	1004,90	0,74	3,29
CZ 19	0,11	1,1	272,5	55,5	83,2	105,55	1397,00	0,38	5,12
CZ 20	0,22		285,0	69,4	86,1	161,11	1066,17	0,56	3,74
CZ 21	0,33		293,0	83,2	83,2	195,55	862,74	0,66	2,94
CZ 22	0,11	3,1	301,0	55,5	72,2	133,33	1764,70	0,44	5,86
CZ 23	0,22		301,0	69,4	112,1	222,22	1470,59	0,70	4,88
CZ 24	0,33		300,5	83,2	172,2	277,78	1225,50	0,92	4,07

TABLEAU : 8

COMPARAISON DES σ'_{ub} et σ'_{un} OBTENUES PAR DIFFERENTS EXPERIMENTATEURS
ET DE CELLES CALCULEES D'APRES LES FORMULES VI et IV

EXPERIMENTATEUR.	$\frac{a_1}{a}$	σ'_j (bar)	$\overline{\omega}$ %	σ'_{ub} exp. (bar)	σ'_{ub} cal. (bar)	σ'_{un} exp. (bar)	σ'_{un} cal. (bar)
BLEVOT	0,23	202	0,8	> 105	70	> 847	561
		244	2,3	> 116	158	> 725	978
		202	2,3	> 116	145	> 725	894
		202	4,0	> 169	193	> 1048	1209
RIESSAUW et PASSELECQ	0,24	413	2,0	264	270	> 1100	1213
BASE	0,32	700	3,54	> 46	528	> 1890	2200
TOURASSE	0,20	360	2,45	> 55	214	> 1351	1323
J. DIX	0,57	295	1,85	206	230	806	715

TABLEAU : 9
 CONTRAINTES ADMISSIBLES DE SERVICE DANS
 LE BALANCIER ET DANS LE NOYAU.

$\frac{a_1}{a}$	ϖ	ϖ'	σ'_{sb} (bar)	σ'_{sn} (bar)
0,11	1,1 %	0,85 %	$52,3 = 0,61 \bar{\sigma}'_{bo}$	$689 = 244 \sigma'_j$
0,22			$73,6 = 0,86 \bar{\sigma}'_{bo}$	$456 = 1,61 \sigma'_j$
0,33			$91,0 = 1,07 \bar{\sigma}'_{bo}$	$401 = 1,41 \sigma'_j$
0,11	2,0 %	0,85 %	$67,8 = 0,75 \bar{\sigma}'_{bo}$	$898 = 2,97 \sigma'_j$
0,22			$92,2 = 1,01 \bar{\sigma}'_{bo}$	$607 = 2,00 \sigma'_j$
0,33			$120,8 = 1,33 \bar{\sigma}'_{bo}$	$522 = 1,72 \sigma'_j$
0,11	3,1 %	1,2 %	$69,8 = 0,77 \bar{\sigma}'_{bo}$	$928 = 3,08 \sigma'_j$
0,22			$95,7 = 1,07 \bar{\sigma}'_{bo}$	$641 = 2,13 \sigma'_j$
0,33			$119,6 = 1,32 \bar{\sigma}'_{bo}$	$531 = 1,75 \sigma'_j$

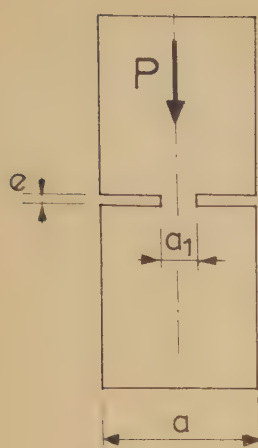


FIG. 1

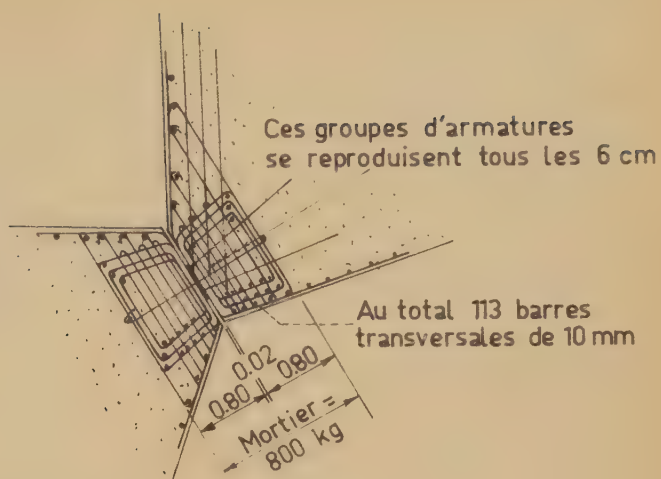


FIG. 2

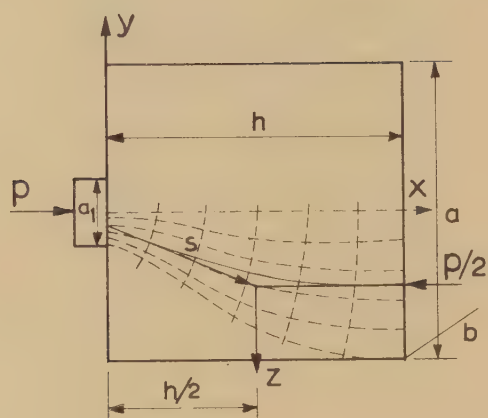


FIG. 3

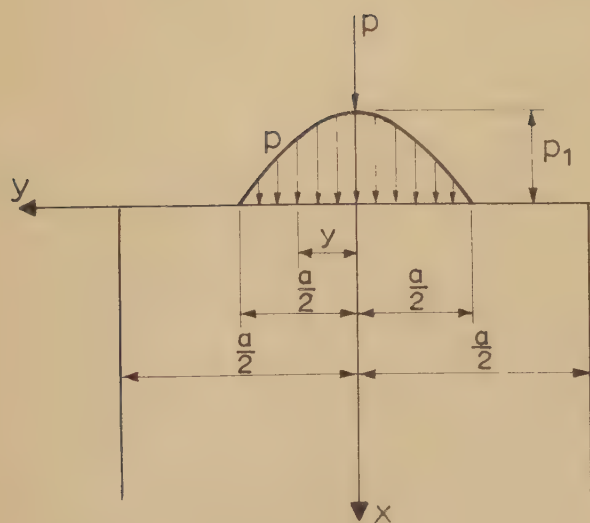


FIG. 4

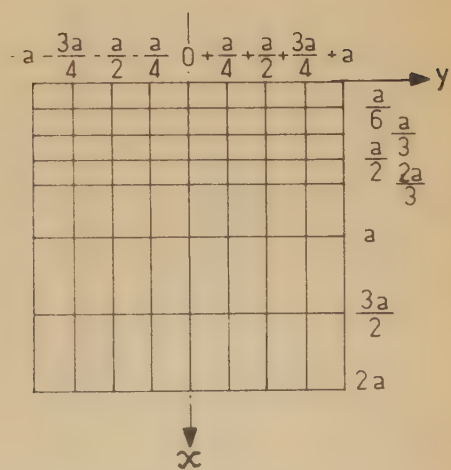


FIG. 5

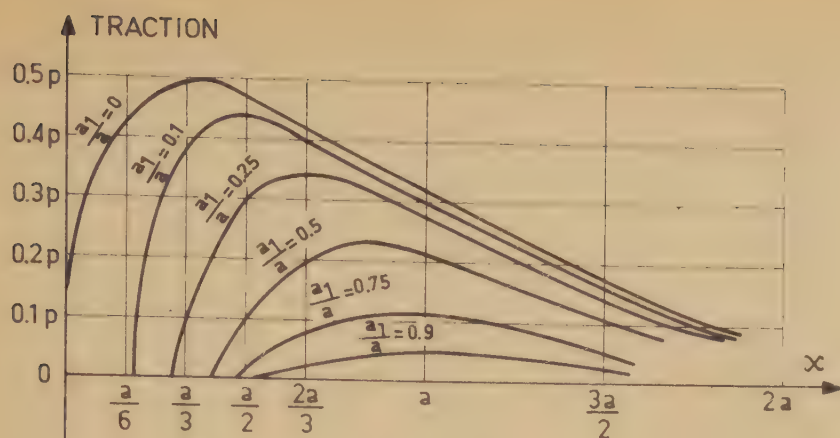


FIG. 6

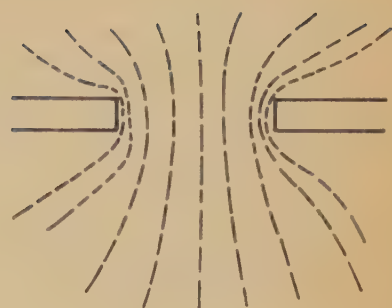


FIG. 7

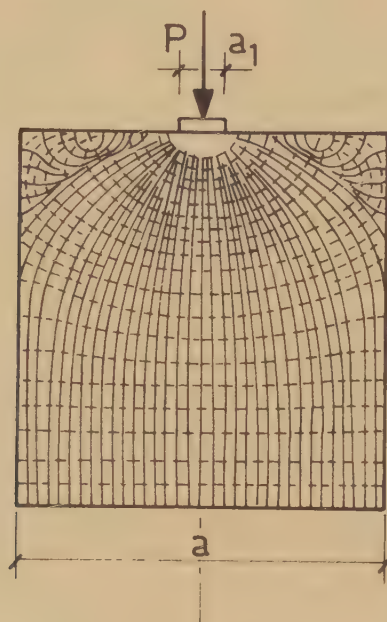


FIG. 8

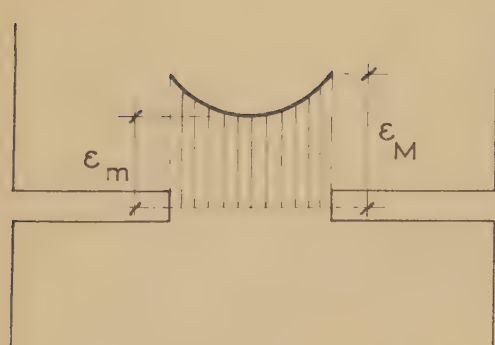


FIG. 9

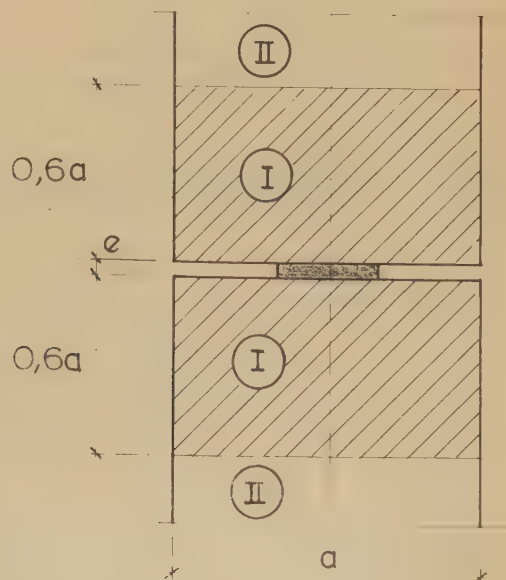
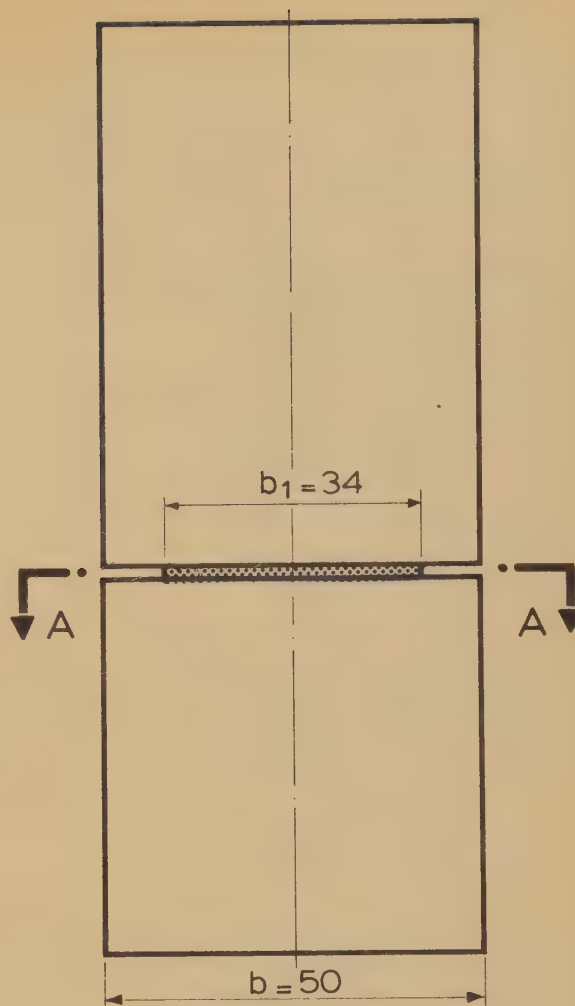
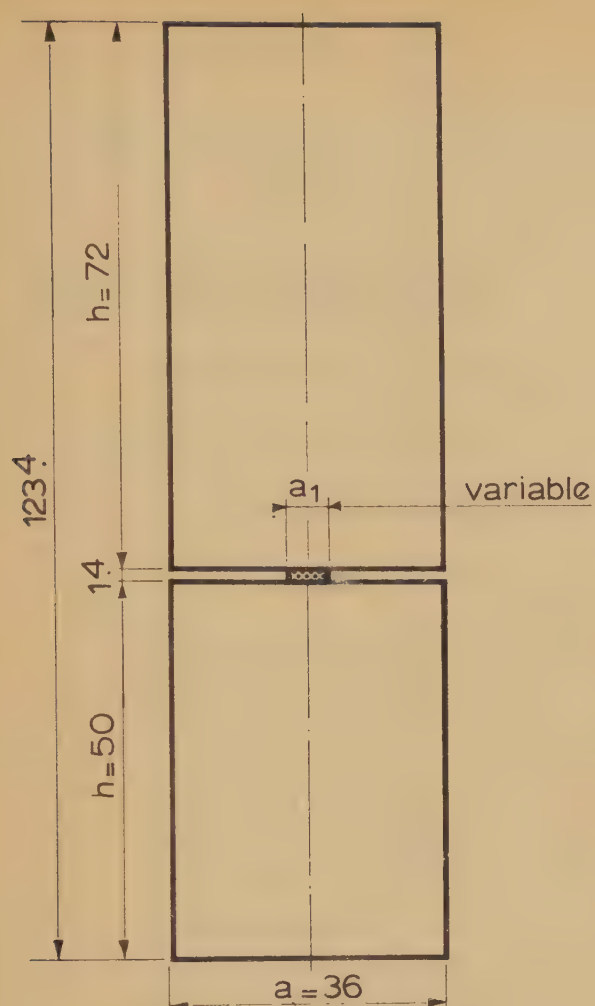


FIG. 10

Valeurs de a_1

$a_1(\text{cm})$	4	8	12
ESSAIS	CZ 1	CZ 2	CZ 3
	CZ 4	CZ 5	CZ 6
	CZ 7	CZ 8	CZ 9
	CZ 12	CZ 10	CZ 13
	CZ 14	CZ 11	CZ 15
	CZ 16	CZ 17	CZ 18
	CZ 19	CZ 20	CZ 21
	CZ 22	CZ 23	CZ 24

Coupe AA

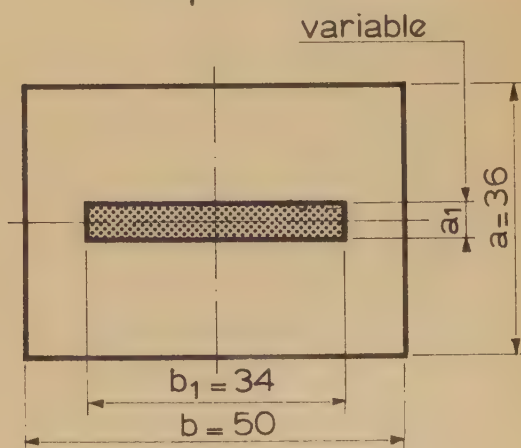


FIG. 11 - COFFRAGE

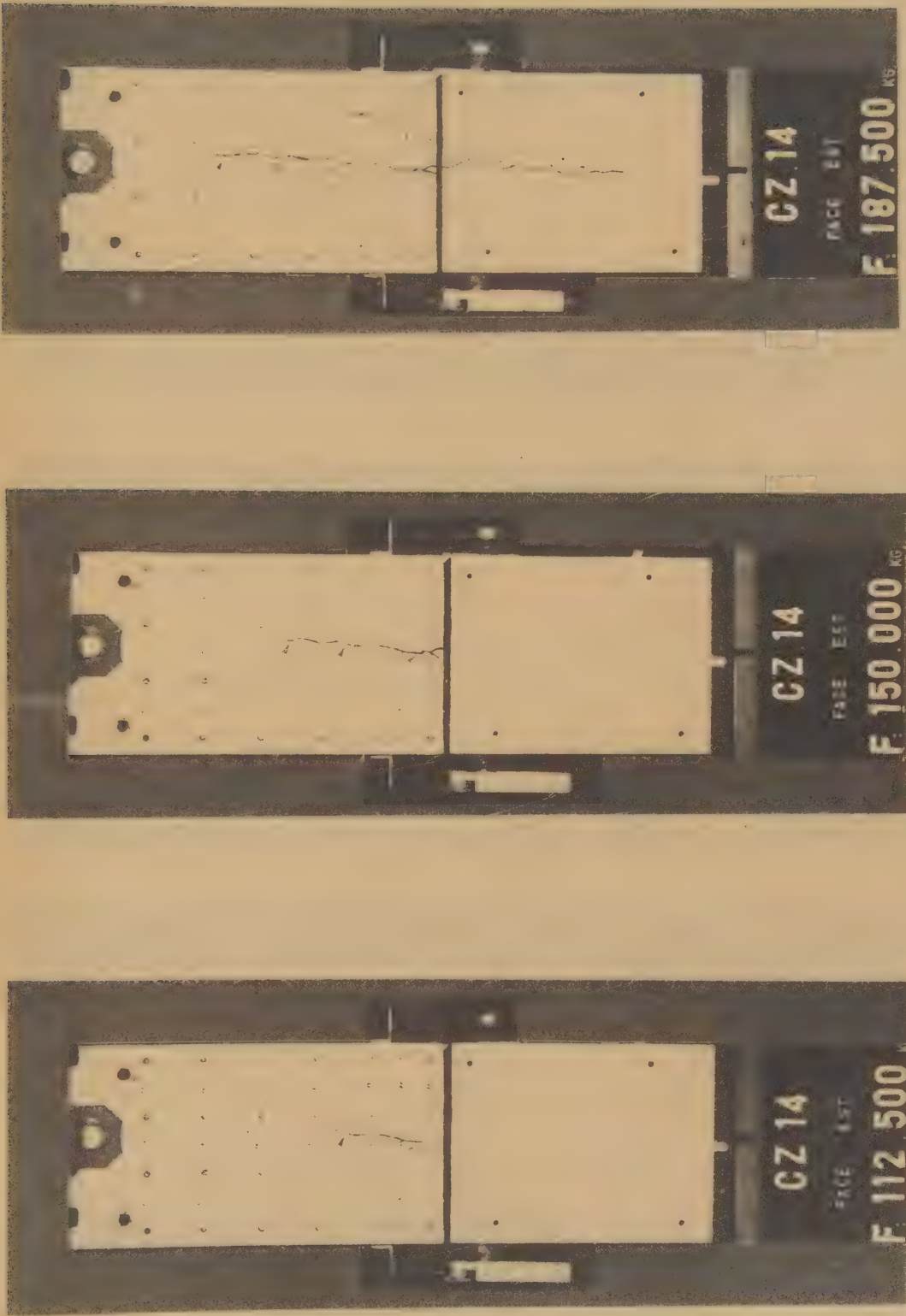


Figure : 13 - Evolution de la fissuration.- Face Est
 Essai CZ 14 : $\frac{a_1}{a} = 0,11$ - $\bar{Q} = 2\%$.-Acier doux

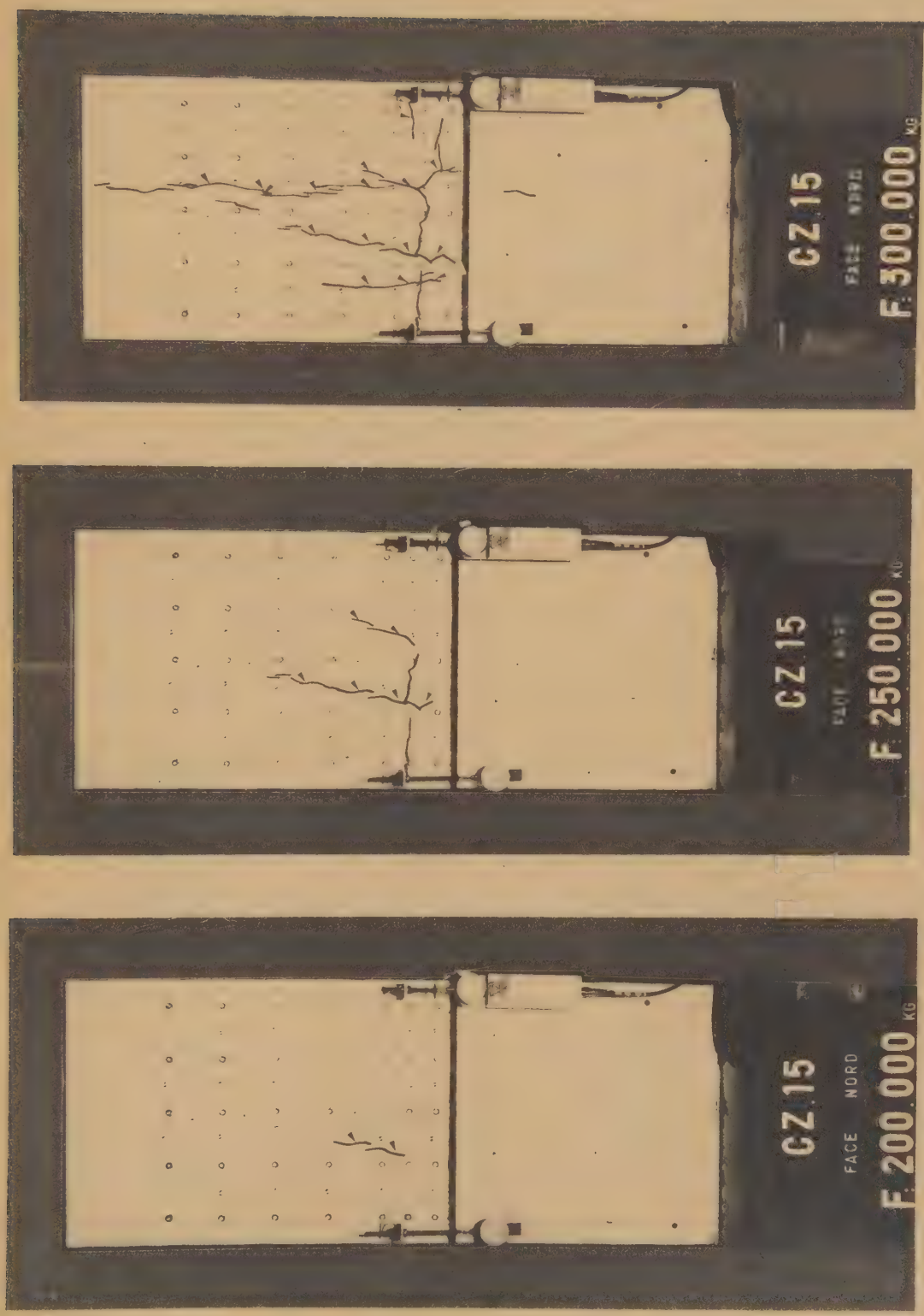


Figure: 14 .- Evolution de la fissuration.- Face Nord .
 Essai CZ 15 : $\frac{a_1}{a} = 0,33$ - $\bar{w} = 2\%$.-Acier doux

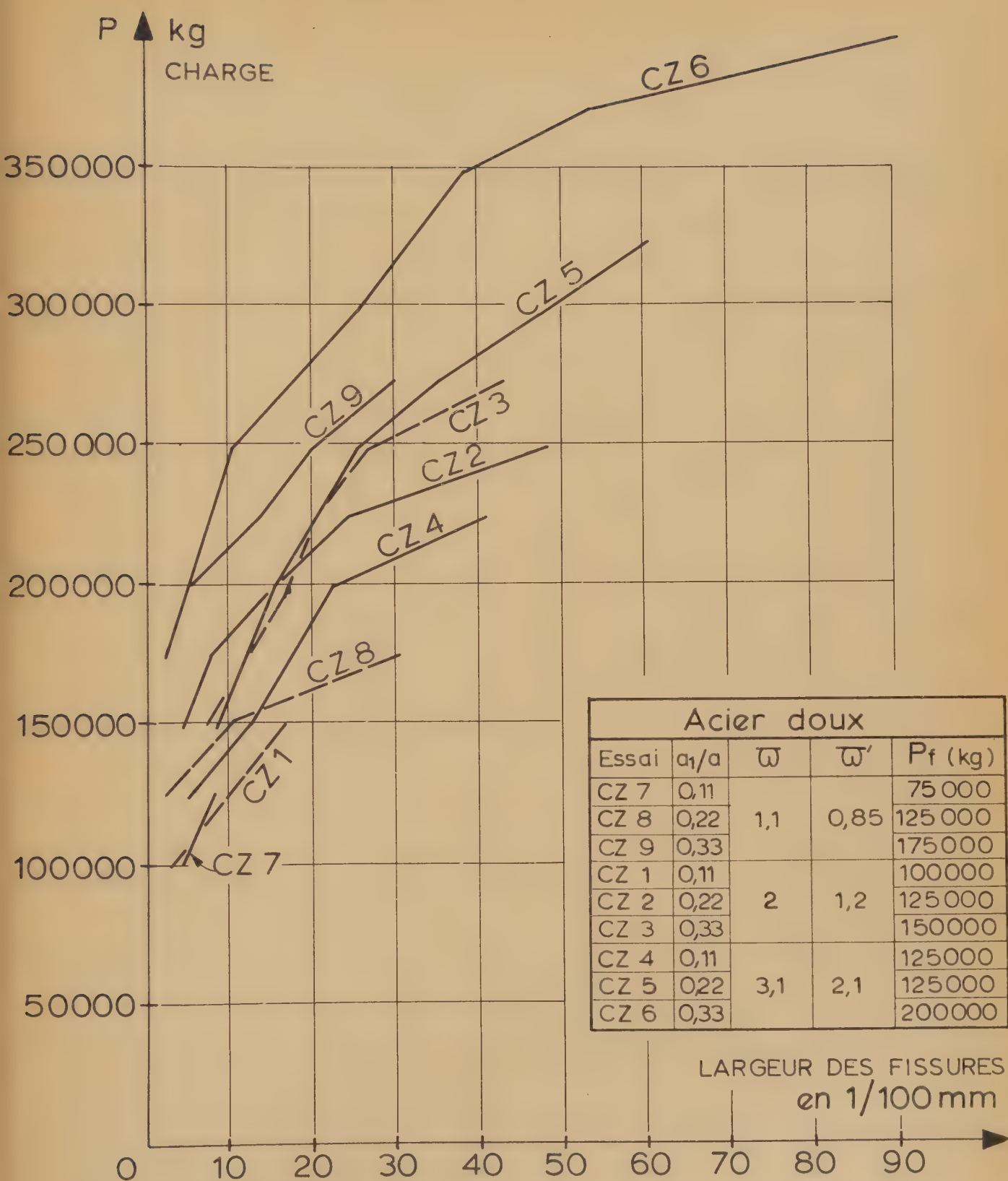


FIG. 15 - COMPARAISON DE L'EVOLUTION DE LA SOMME DES OUVERTURES DES FISSURES

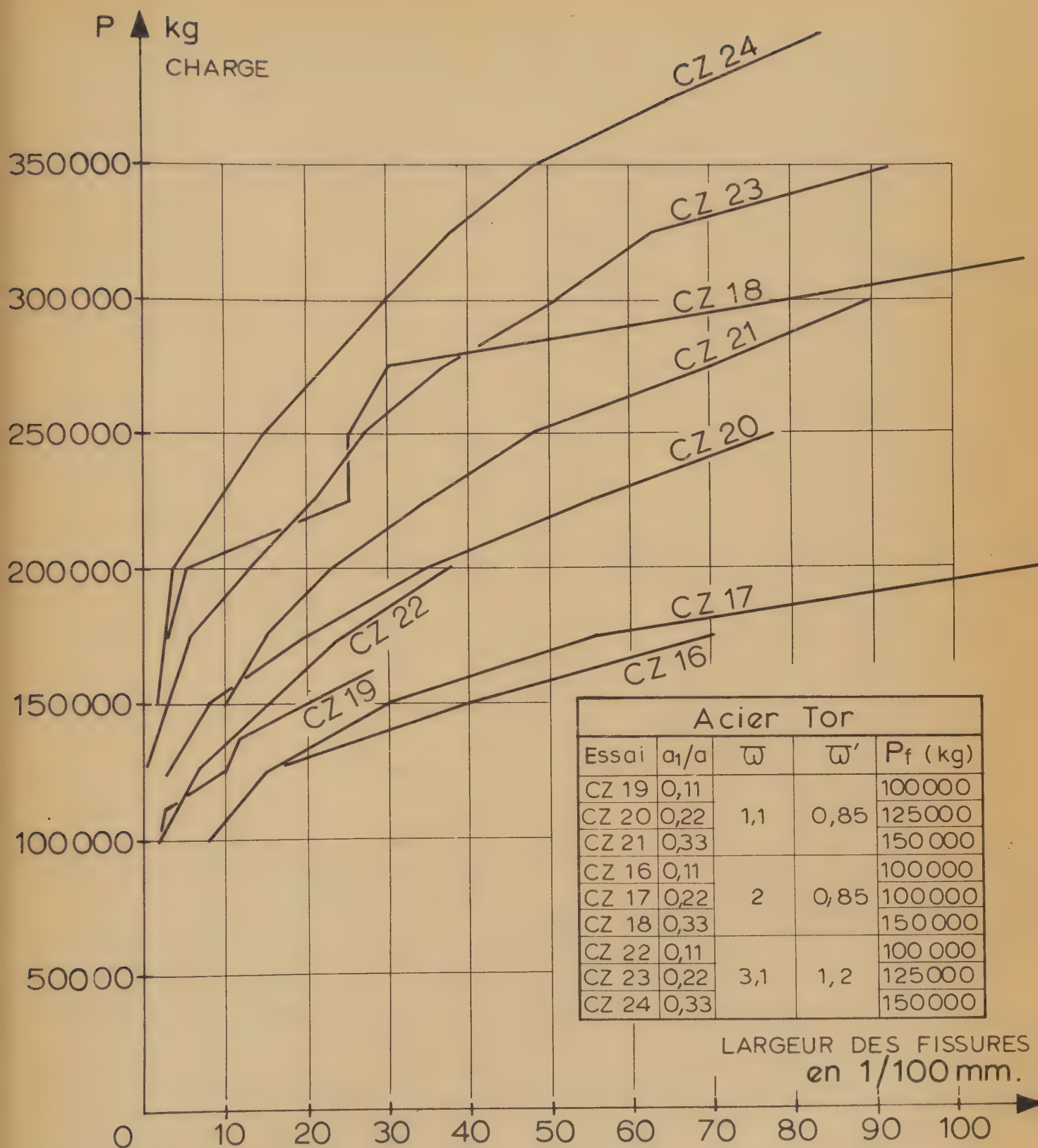


FIG. 16 - COMPARAISON DE L'EVOLUTION DE LA SOMME DES OUVERTURES DES FISSURES

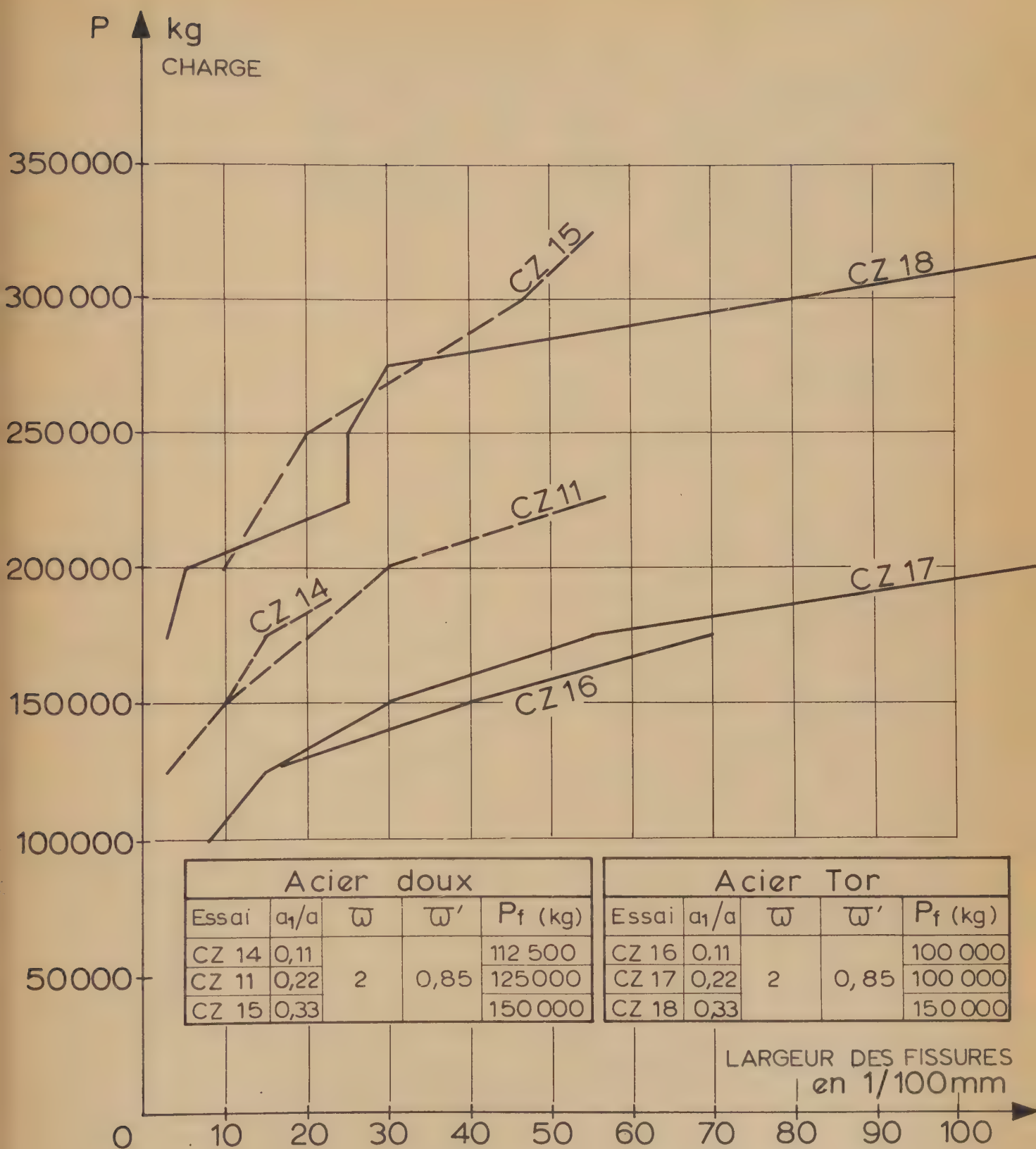


FIG. 17 - COMPARAISON DE L'EVOLUTION DE LA SOMME DES OUVERTURES DES FISSURES

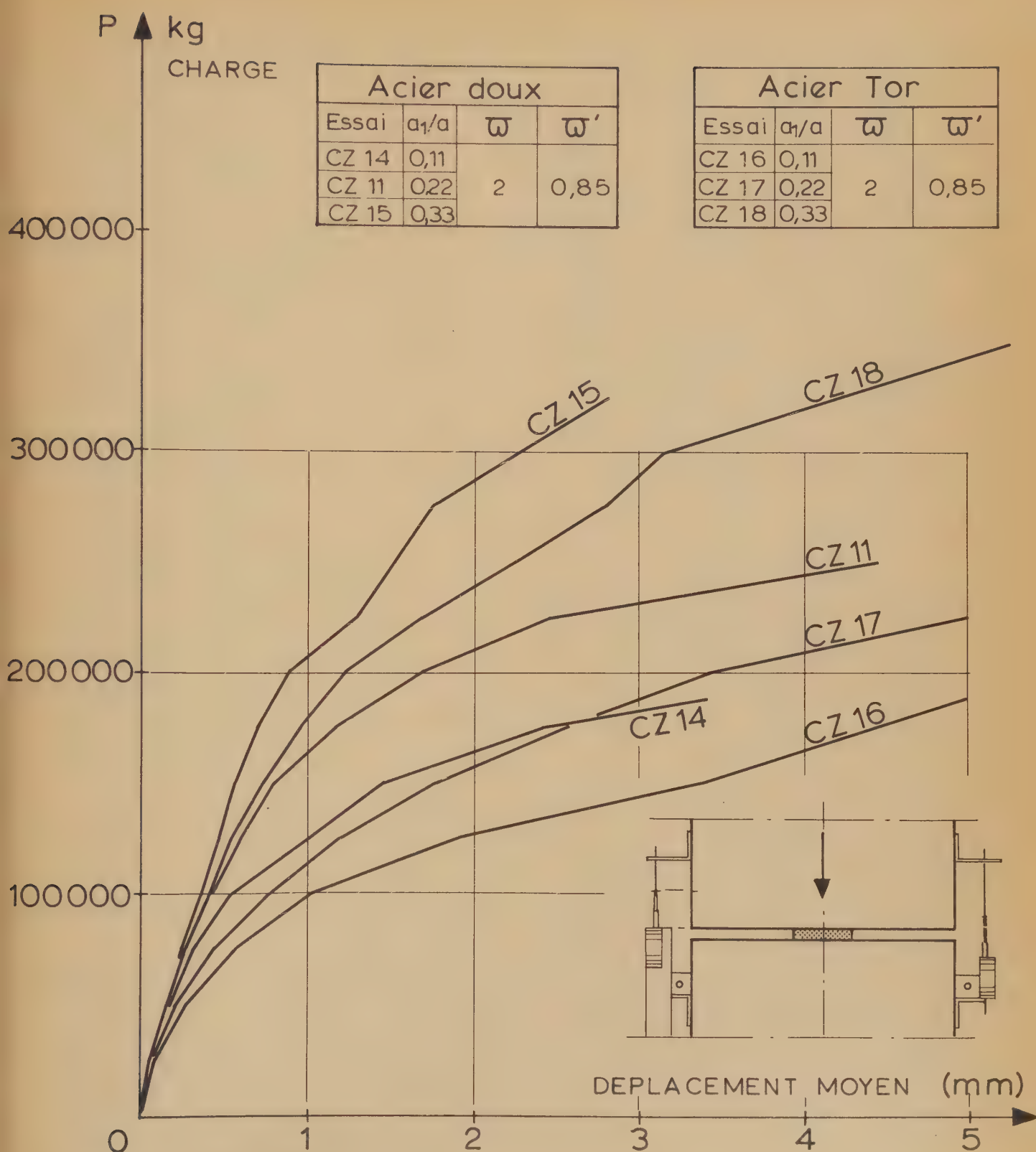


FIG. 18 - DEPLACEMENTS RELATIFS VERTICAUX DES DEUX BALANCIERS EN FONCTION DE P .

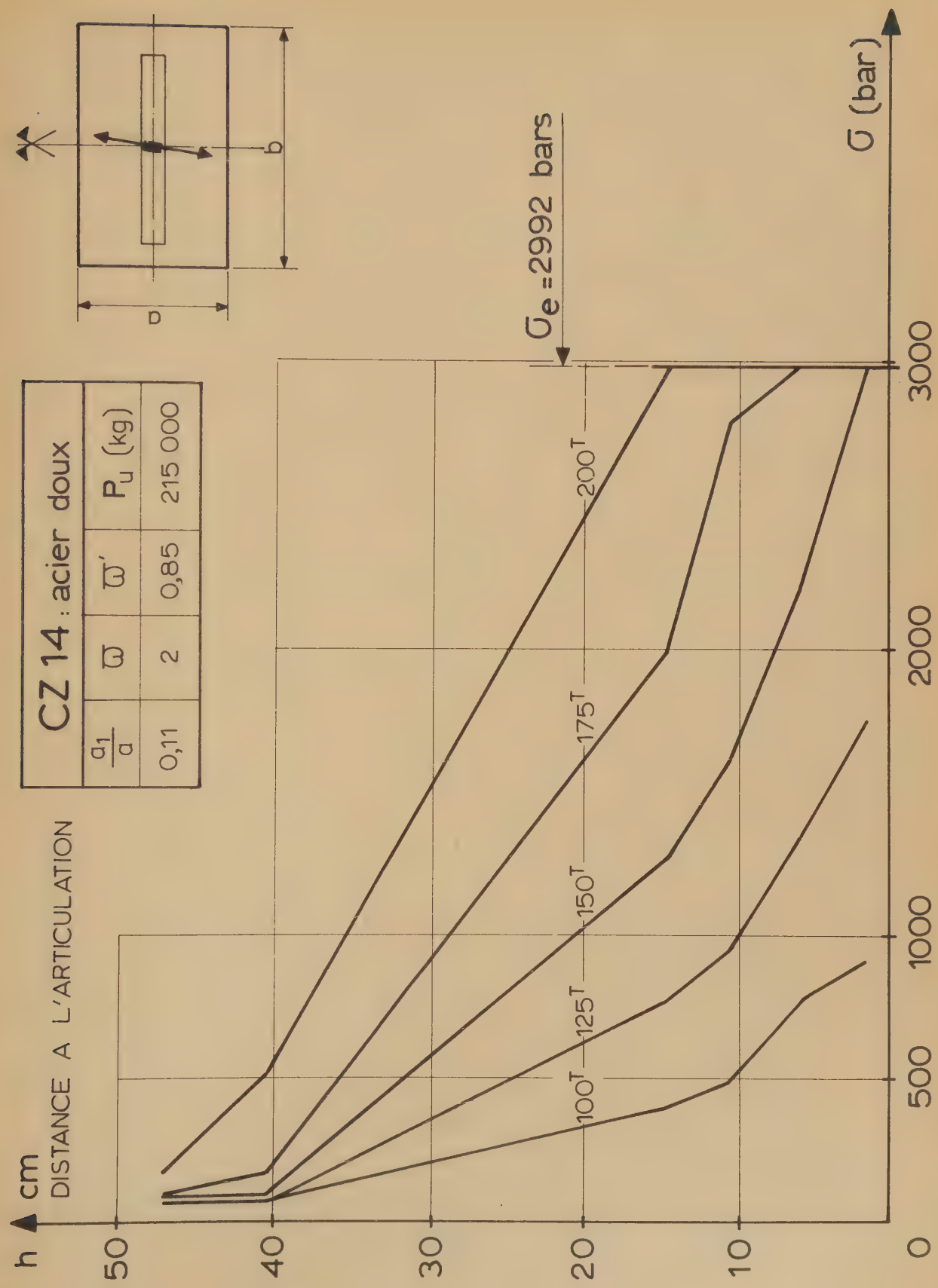


FIG. 19 - EVOLUTION DES CONTRAINTES TRANSVERSALES DANS LES FRETES TRANSVERSALES.

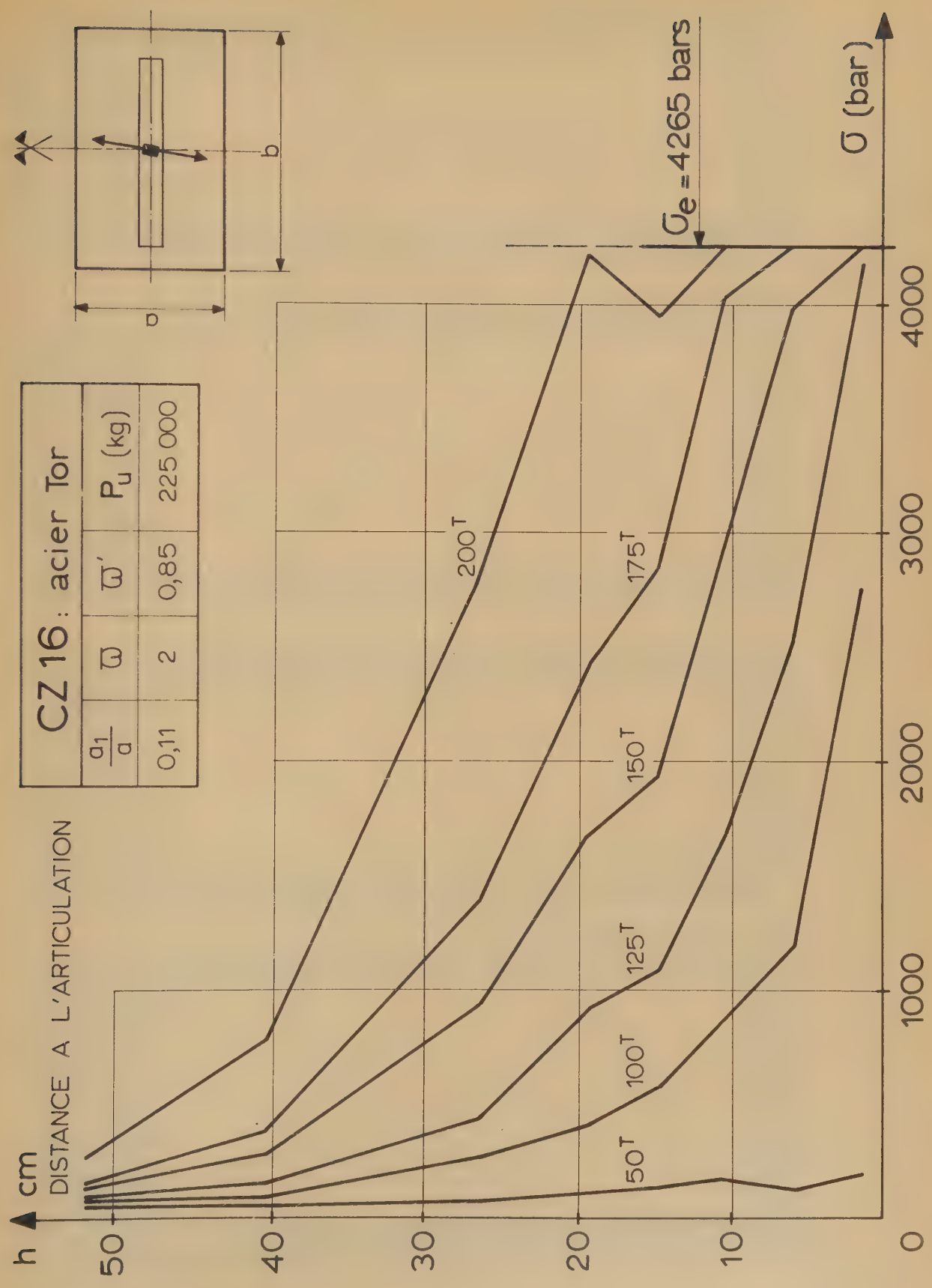


FIG. 20 - EVOLUTION DES CONTRAINTES DANS LES FRETES TRANSVERSALES.

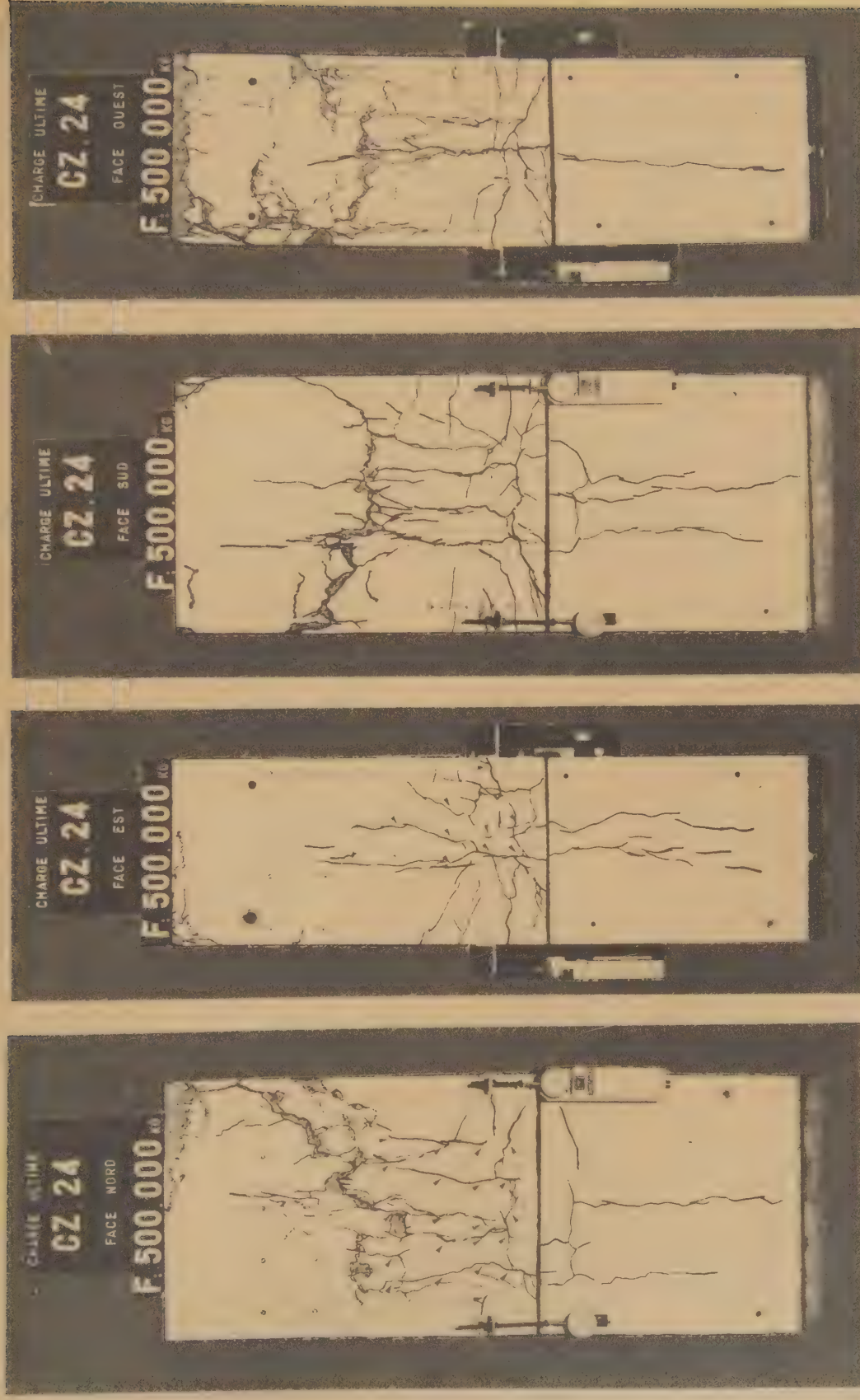


Figure : 21 - Aspect de la fissuration dans l'état ultime.
Essai CZ 24 : $\frac{d_1}{a} = 0,33$ - $\bar{w} = 3,1\%$ - Acier tor

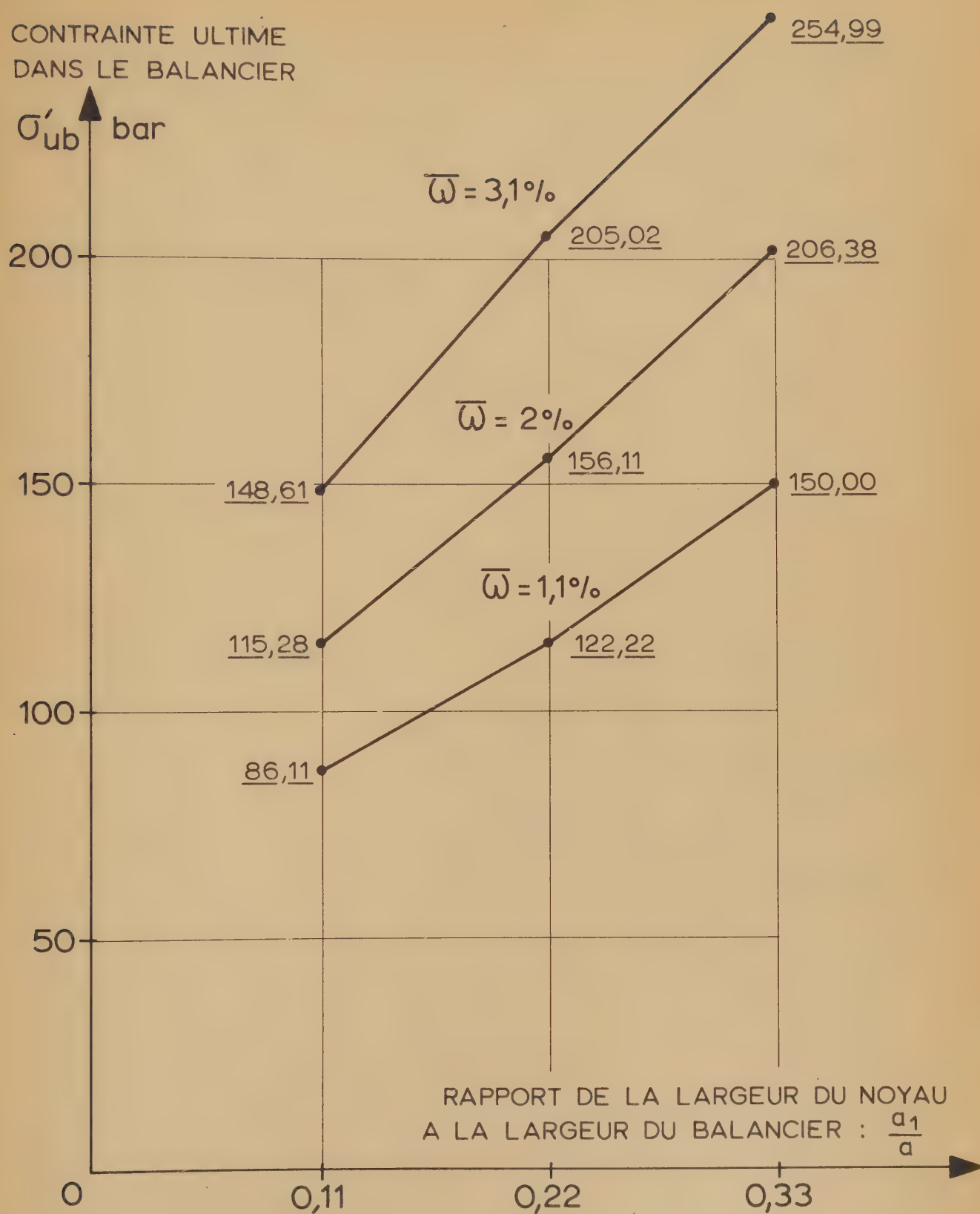


FIG. 22 - VARIATION DE LA CONTRAINTE ULTIME DANS LE BALANCIER.

CONTRAINTES ULTIME
DANS LE NOYAU

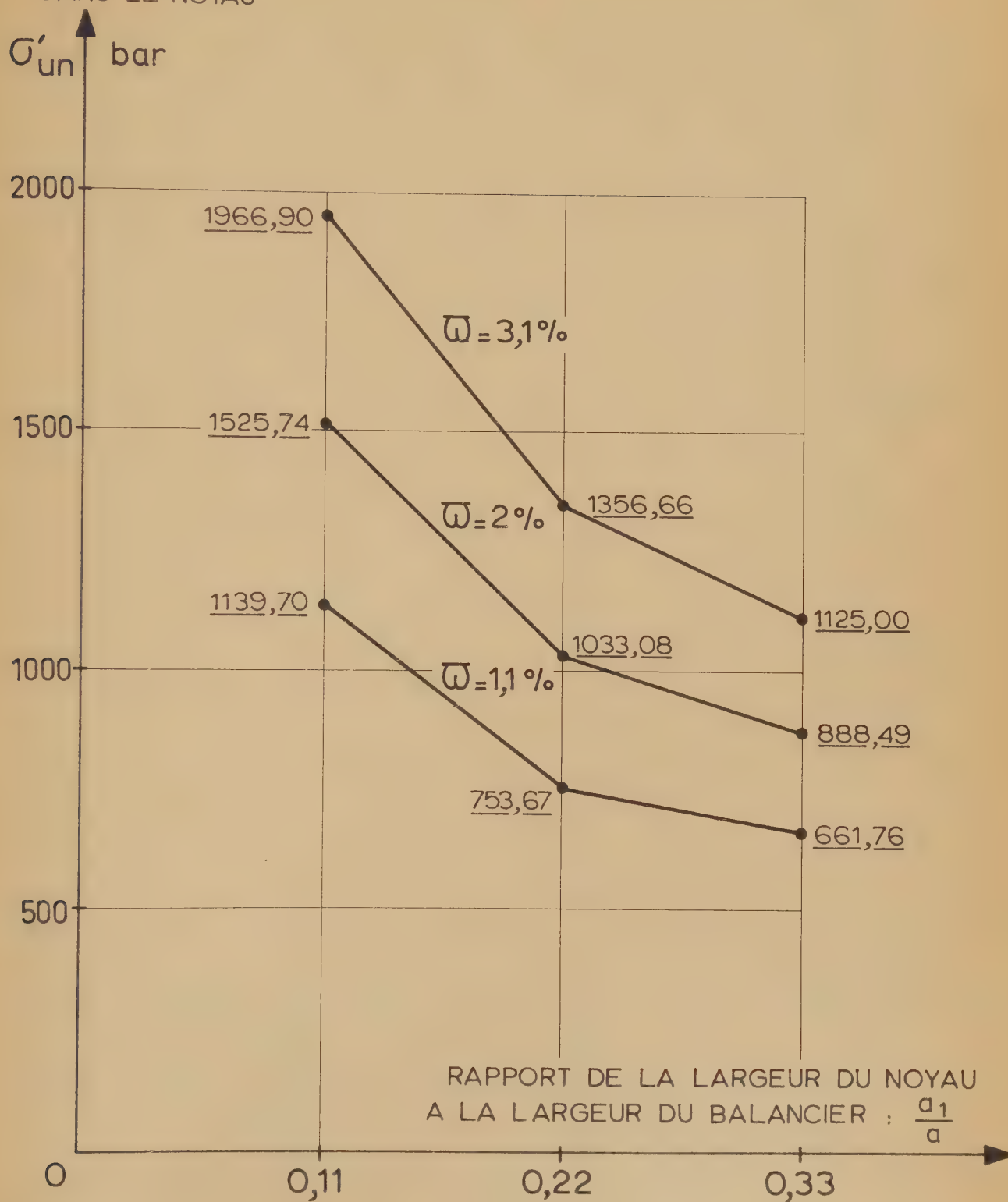


FIG. 23 - VARIATION DE LA CONTRAINTE ULTIME DANS LE NOYAU.

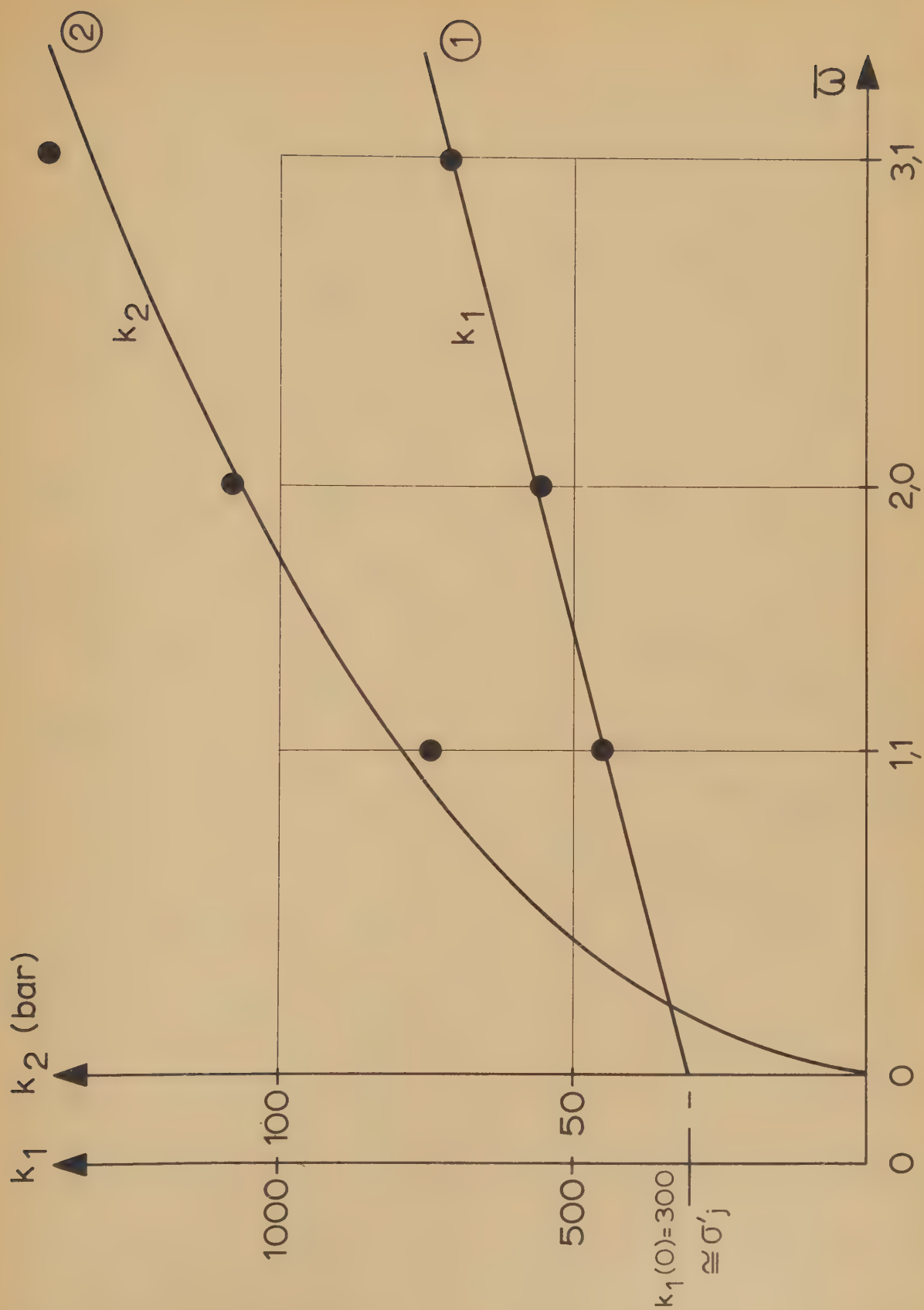


FIG. 24 - FORMES DE k_1 et k_2 } 1) $k_1 = 300 + 13\,000$
2) $k_2 = 760$

CONTRAINTE ULTIME
DANS LE NOYAU

σ'_{un} bar

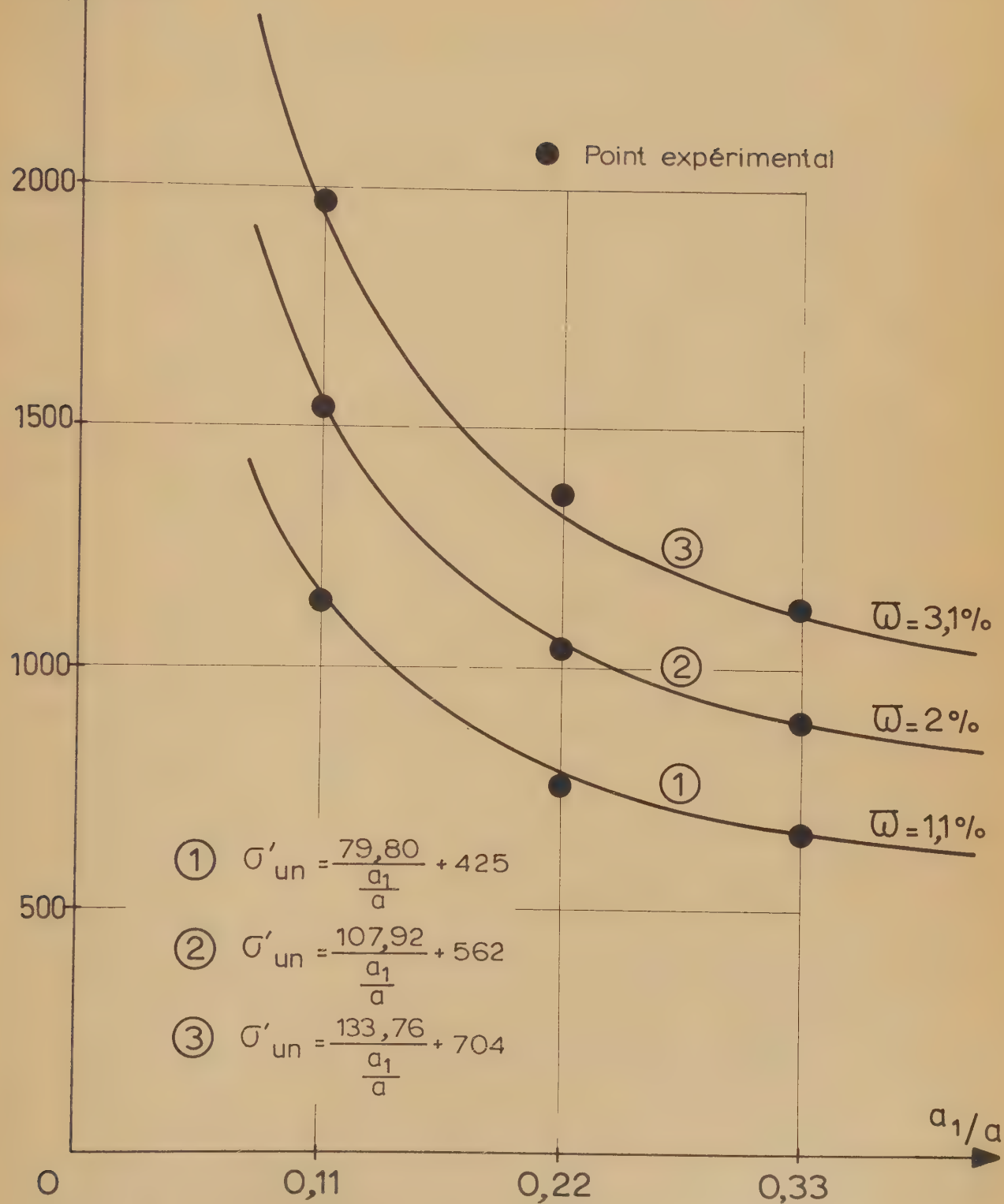


FIG. 25 - VARIATION DE LA CONTRAINTE ULTIME DANS LE NOYAU D'APRES LA FORMULE IV.

CONTRAINTE ULTIME
DANS LE BALANCIER

σ'_{ub} bar

● Point expérimental

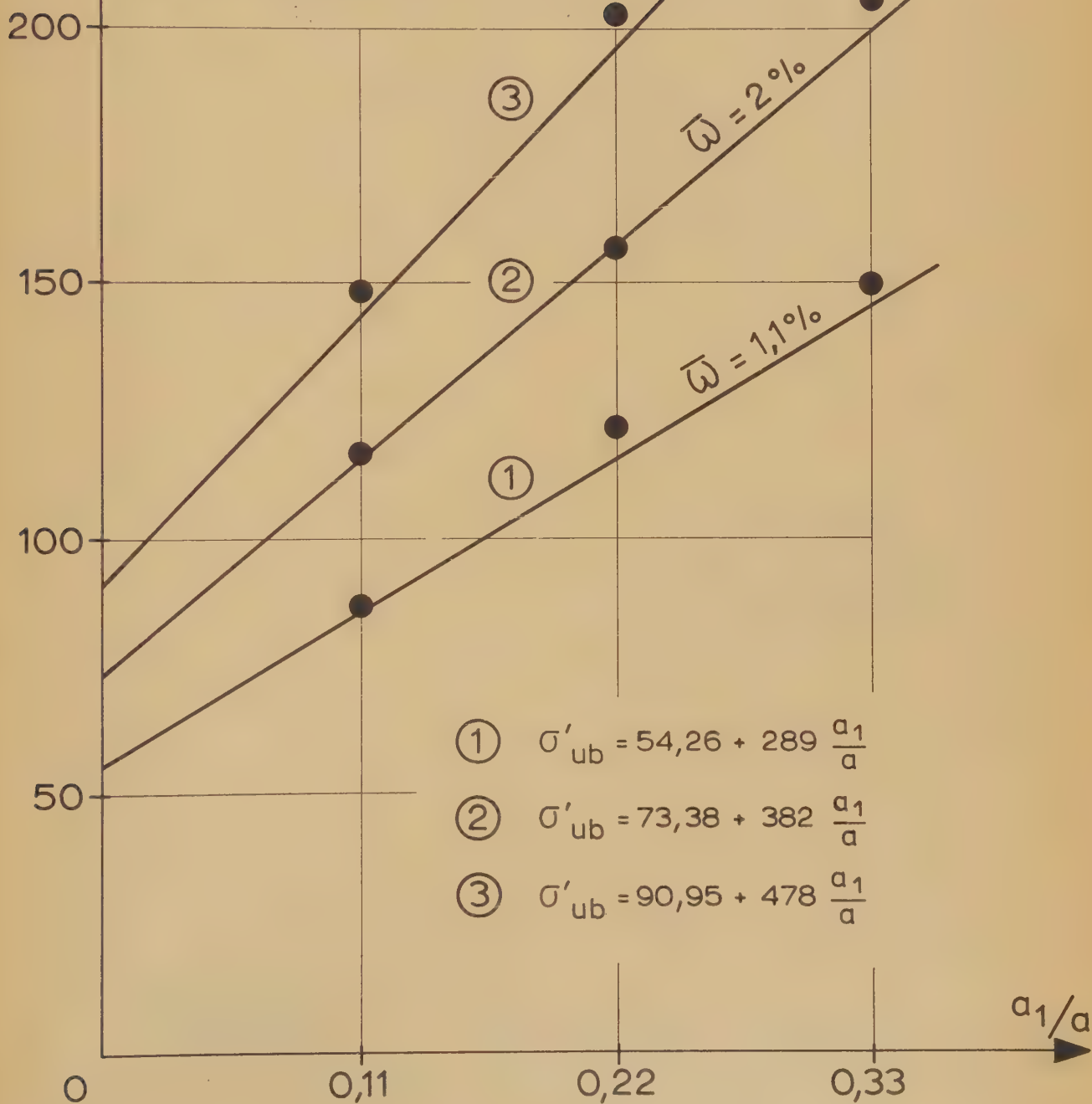


FIG. 26 - VARIATION DE LA CONTRAINTE ULTIME DANS LE BALANCIER D'APRES LA FORMULE IV.

DEUXIÈME THÈSE

Propositions données par la Faculté

" Moteurs non conventionnels :

- Moteurs à vapeur d'eau**
- Moteurs à gaz chauds ".**

Vu et approuvé :

Paris, le 6 Juillet 1970

**Le Doyen de la Faculté des Sciences
de Paris,**

Marc ZAMANSKY

Vu

et permis d'imprimer :

**Le Recteur de l'Académie
de Paris,**

Robert MALLET

